

# 鋼構造用高力ボルトの金属微細組織および機械的強度 に対する熱履歴の影響

## Effect of Heat-Treatment on Microstructure and Mechanical Strength of High Strength Bolts for Steel Structure

山浦 真一, 矢野 友就, 佐藤 樹, 古屋 有務, 奥屋 和彦

Shin-ichi Yamaura, Tomonari Yano, Itsuki Sato, Amu Furuya and Kazuhiko Okuya

In this work, tightening axial force, Vickers hardness and microstructure of torshear-type high strength bolts heat-treated in various conditions were studied. As a result, it was found that the bolts heated at up to 673K did not show a significant decrease in tightening force and Vickers hardness and the bolts heat-treated at the temperature higher than 673K did. This is because the tempering temperature for the bolts after quenching in manufacturing process is close to 673K. However, the bolts heated at 1073K and subsequently water-quenched showed a significant increase in Vickers hardness due to the formation of martensite phase by quenching from austenite phase. Moreover, the slip factors of friction-type high strength bolted joints with pre-heated bolts were studied. As a result, it was found that the slip factors almost kept constant when using the bolts heated at up to 673K, but the factors fell below 0.5 when using the bolts heated at 773K and 873K.

Keyword: Torshear-type high strength bolt, friction-type high strength bolted joint, slip factor, Vickers hardness

### 1. はじめに

近年の高層建築物及び大スパンを必要とする建築物の大半は鋼構造である<sup>[1]</sup>。鋼構造の柱・梁接合には主に溶接接合と高力ボルト摩擦接合の2つが用いられている。溶接接合は継手効率が高く、比較的軽量で高剛性な継手を製作することができる。一方、トルシア形高力ボルトを用いた高力ボルト摩擦接合は電動シャーレンチを用いて既定のトルクで締め付け、ピンテールの破断を以て規定のトルクが付加されたことを保証するものであり、施工者による施工誤差の少ない安定した接合が容易に得られるため、現在、現場での施工の主流となっている<sup>[2, 3]</sup>。

品質が安定し施工が比較的容易な高力ボルト摩擦接合であるが、鋼材と同様にその最大の弱点は熱に弱いことである。高力ボルトは低炭素鋼を焼入・焼戻しすることによって作製されるため<sup>[4]</sup>、高温に曝された高力ボルトは強度低下が著しいことが知られており<sup>[5, 6]</sup>、火災を想定した高温時の高力ボルト摩擦接合継手の荷重・変形挙動が盛んに調べられている<sup>[7-14]</sup>。

しかしながら、高力ボルトはJIS B 1186「摩擦接合用高力六角ボルト・六角ナット・平座金のセット」に規定があるものの、材料に関する規定が見当たらないため、多くの研究論文では高力ボルト自体の素材・性状については言及していない。しかしながら高温加熱による高力

ボルトの金属微細組織の変化も興味ある調査対象となり得ると考えている。

そこで本研究では、鋼構造の部材接合に不可欠なトルシア形高力ボルトに対して熱処理を行い、その金属微細組織及び機械的強度やボルトの締付張力の低下挙動を調べ、さらに本研究における熱処理を高力ボルト製造時における焼戻し工程の延長と捉え、ボルトの熱処理工程の違いによる高力ボルト摩擦接合継手のすべり係数の変化を調べることを目的とした。

### 2. 実験方法

本研究では、日鉄住金ボルテック製トルシア形高力ボルト S10T - M16 (首下 70mm) を使用した。使用した高力ボルトの化学成分および機械特性を表 1 に示す (メーカー聞き取りによる)。まず始めに脱脂した高力ボルトに電

表 1 実験に使用した S10T M16 高力ボルトの化学成分および機械特性

化学成分 (重量%)	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ti	Al	B
	× 100			× 1000		× 100	× 1000		× 10000
S10T M16 ボルト	20	14	80	17	8	38	20	34	20
機械特性	耐力 N/mm <sup>2</sup>	引張強さ N/mm <sup>2</sup>	伸び %	絞り %	引張荷重 kN	硬さ HRC			
	S10T M16 ボルト	1056	1111	20	71	171			

気炉を用いて大気中で熱処理を行った。加熱温度は 373 K ~ 1073 K とし、それぞれ 6 時間保持した後、それぞれの温度から炉冷、空冷、水焼入れにて室温まで冷却した。熱処理時間 6h は実際の火災としては長いと思われるが、各温度による微細組織・強度の差が明瞭に表れるように、若干長い時間設定を行った。

施工ボルト張力試験はボルト軸力計を用いて行った。この時、締付けはトルクレンチを用いて 100 N・m のトルクを手動で加える一次締め、次に電動シャレンチを用いてピンテールを破断する二次締めの二段階で行い、それぞれにおける軸力計の値を読み取った。同じ条件（加熱温度、冷却条件）で高力ボルト 3 本に熱処理を施し、各ボルトの施工ボルト張力（ピンテール破断軸力）を測定し、その平均値を得た。

硬度測定にはマイクロピッカース硬度試験機を用いた。硬度測定用試験片は各条件で熱処理した高力ボルトの軸部を精密カッターを用いて輪切りにし、厚さ約 3 mm の円板状とした。試験片表面を #1000 #1500 #2000 の順にエメリー紙で手動研磨し、エタノール超音波洗浄後に測定に供した。圧子荷重 0.3 N、各円板状試験片の中心から 3 mm 間隔で 5 箇所を測定し、その平均値を得た。

金属微細組織観察にはピッカース硬度測定と同じく各条件で熱処理したボルトの輪切り試験片を用いた。表面の手動研磨を行った後に 0.3 μm のアルミナペーストを用いてパフ盤で鏡面研磨し、ナイタール液（アルコール + 硝酸）で観察面をエッチングし、日本電子製走査型電子顕微鏡（SEM）を用いて観察倍率 200 ~ 3000 倍で組織観察を行った。

X 線回折測定には理学製 XRD 装置を用い、Cu 線源、40 kV、40 mA にて測定を行った。

さらにすべり係数試験には、図 1 に示す高力ボルト引張試験体を作製し、実験に供した。厚さ 12 mm および 19 mm の鋼材には SN400B 材を使用した。M16 高力ボルトに対してボルト孔径は 18 とした<sup>[15]</sup>。この引張試験体は、

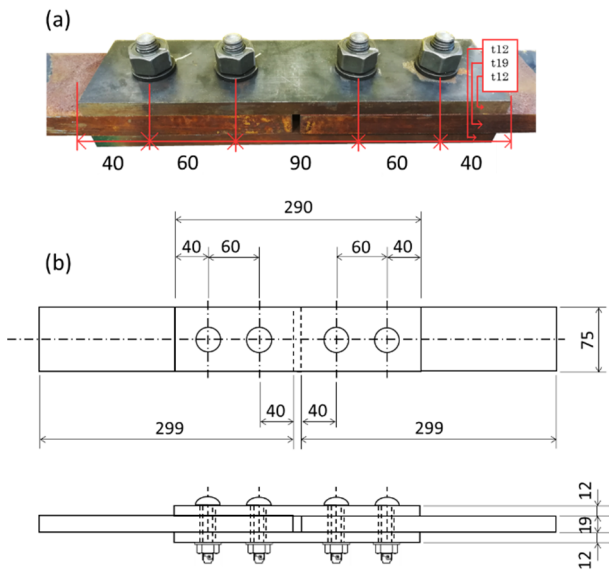


図 1 高力ボルト引張試験体, (a)外観写真, (b)模式図

未熱処理の鋼材に各条件で熱処理した高力ボルトを用いて作製した。摩擦接合面はミルスケアラーによる黒皮除去の後、発錆剤をスプレー塗布し、赤錆面とした。引張試験には油圧式万能試験機を用い、摩擦面のすべりが生じた引張荷重（すべり荷重）を記録し、得られた値からすべり係数を求めた。すべり係数  $\mu$  の計算式は以下の通りである。

$$\mu = \frac{P}{N \cdot m \cdot n}$$

但し、 $\mu$ ：すべり係数、P：すべり荷重 (kN)、N：施工ボルト張力 (kN)、m：摩擦面数、n：ボルト本数である。図 1 の引張試験体を見ると摩擦面数は 4 面、ボルト本数は 4 本であるが、試験体は左右対称であるので、ここでは摩擦面数、ボルト本数とも半分の  $m=2$ 、 $n=2$  として計算して良い。

### 3. 結果と考察

耐火被覆した鉄骨を用いて 2 時間耐火試験を行った場合、鉄骨の温度は被覆材の含水条件にもよるが 373 ~ 523 K 程度であったとの報告がある<sup>[6]</sup>。従って、鋼構造のうち、耐火被覆の施工部分についてはそれほど熱の影響はないと思われる。しかしながら、脇山らの報告<sup>[6]</sup>では、鋼構造の工場火災において、ボルト座金の強度の低下率お

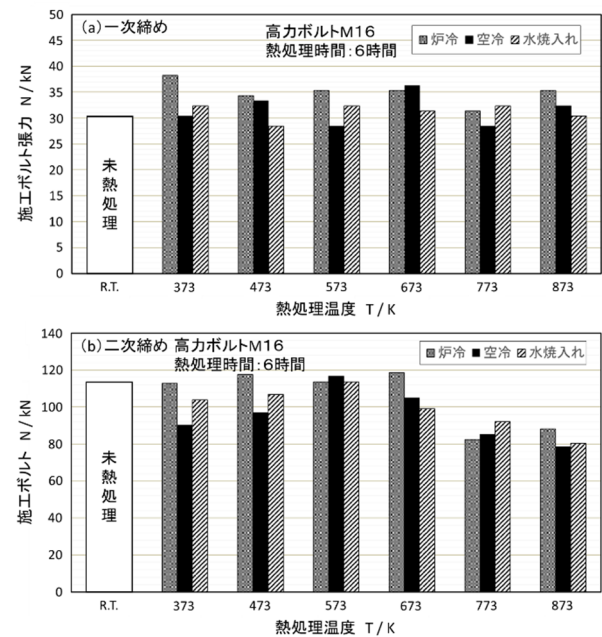


図 2 高力ボルトの締め付け軸力の熱処理依存性 (RT:室温), (a)一次締め, (b)二次締め

表 2 熱処理を施した高力ボルトの施工ボルト張力

熱処理温度 T/K	RT	373K	473K	573K	673K	773K	873K
炉冷材	一次締め	30.4	38.2	34.3	35.3	35.3	31.4
	二次締め	113.7	112.7	117.6	113.7	118.6	82.3
空冷材	一次締め	30.4	30.4	33.3	28.4	36.3	28.4
	二次締め	113.7	90.2	97.0	116.6	104.9	85.3
水焼入れ材	一次締め	30.4	32.3	28.4	32.3	31.4	32.3
	二次締め	113.7	103.9	106.8	113.7	99.0	92.1

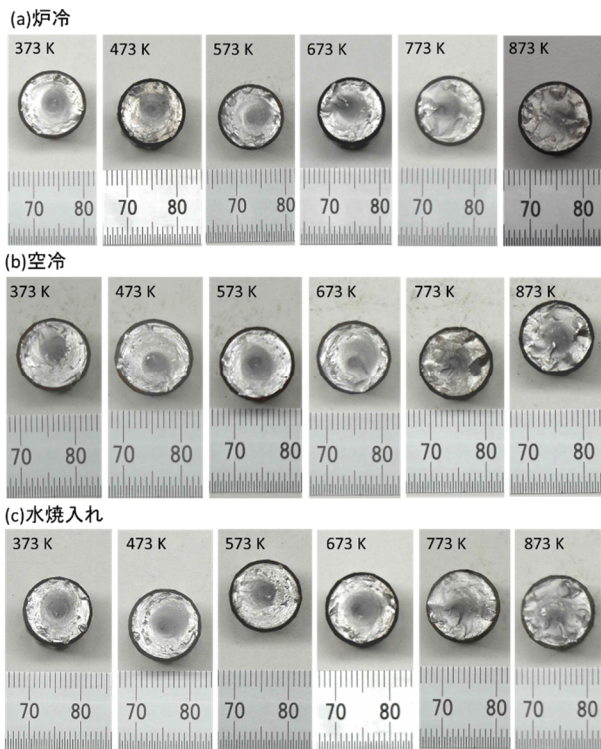


図 3 熱処理を施した高力ボルトのピンテール破断面  
(a)炉冷材, (b)空冷材, (c)水焼入れ材

および各部材の変形・倒壊状況から、倒壊部では 1073 K 以上の加熱を受けたことなど、建物全体にわたる熱分布が推定され、その中で、加熱状況によって高力ボルトの再使用が可能か、あるいは交換が必要か等の区分が必要と結論付けており、実際に高力ボルト周辺が高温に曝され得ることを示している。そこで本研究では、高力ボルト単体の性質を調べる目的で、1073 K までの高温熱処理を行った。

図 2(a), (b)に熱処理を施した高力ボルトの一次締め及び二次締め（ピンテール破断）時のボルト張力と熱処理温度の関係を示す。図 2(a)は一次締め時のボルト張力、図 2(b)は二次締め時のボルト張力（施工ボルト張力）を示している。また、詳細な数値は表 2 に示す。各熱処理条件で 3 本の高力ボルトを用意し、それら 3 本のボルトの測定値の平均値をまとめてある。まず図 2(a)を見ると、

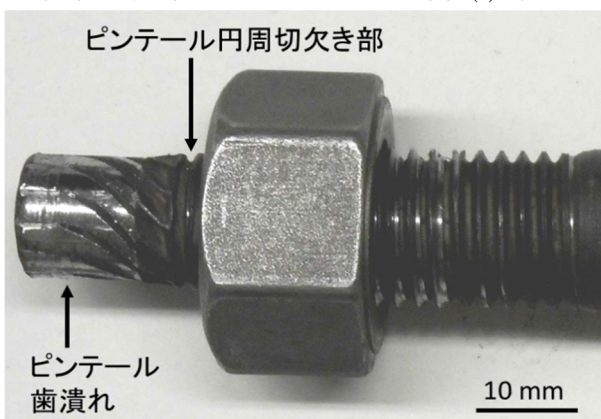


図 4 ピンテールを破断できなかった熱処理済み高力ボルト（973K×6h，水焼入れ）

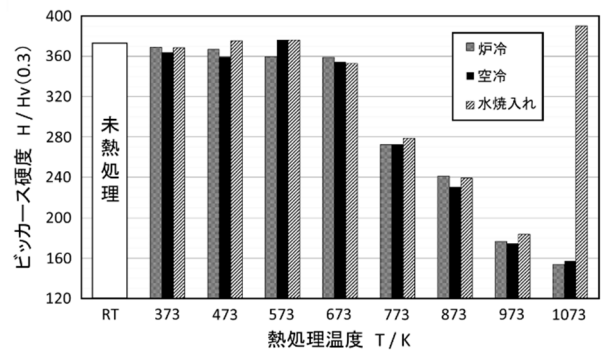


図 5 熱処理を施した高力ボルトのビッカース硬度

表 3 熱処理を施した高力ボルトのビッカース硬度まとめ

熱処理温度 T/K	RT	373K	473K	573K	673K	773K	873K	973K	1073K
炉冷材		369.3	366.9	359.9	359.2	272.6	241.3	176.4	153.6
空冷材	372.2	364.1	359.6	376.7	354.7	272.9	230.6	174.4	157.1
水焼入れ材		368.8	375.5	376.5	353.0	278.9	239.5	183.5	390.4

一次締め張力は 28.4 ~ 38.2 kN の範囲にあり、平均して約 32.4 kN であった。今回は温度 1073 K まで熱処理したボルトを用意したが、温度 973 K 以上の熱処理では材料の軟化が著しく、二次締めでピンテールを破断することができなかったため、973 K および 1073 K の熱処理材は除外した。

図 2(b)により軸力計を用いて測定した熱処理済み高力ボルトの施工ボルト張力を比較すると、熱処理温度 373 K ~ 673 K の炉冷材の施工ボルト張力は未熱処理材(113.7 kN)とほとんど変わらず、約 115 kN 前後でほぼ一定であったが、773 K 以上では大幅に低下した。一方、熱処理温度 373 K および 473 K の空冷材と水焼入れ材では、未熱処理材よりも張力の低下が若干見られたが、573 K ではともに未熱処理材の張力程度まで上昇した。673 K 以上のさらなる加熱では施工ボルト張力が低下傾向を示し、873 K で約 80 kN まで低下した。

図 3 には各種熱処理を施した高力ボルトのピンテール破断面観察例を示す。図 3(a), (b), (c)はそれぞれ炉冷材、空冷材、水焼入れ材の破断面を示している。ピンテール破断面観察から、熱処理温度が上がるにつれて破面が平坦な状態からラチェット様の凹凸を形成するように変化し、ねじりによるせん断破壊の破面形成メカニズムが、材料の熱処理による強度変化とともに変化していることが分かる。

さらに図 4 には、ピンテールを破断できなかった熱処理済み高力ボルトの例を示す。図は 973 K の温度で 6 時間熱処理後、水焼入れを施した高力ボルトの観察例である。図に明らかなように、ピンテールの円周切欠き部分が破断するより先にピンテール部の歯が潰れてしまったため、高力ボルトの締め付けが困難な状態となり、ボルト材質の顕著な軟化を裏付けている。

図 5 には各種熱処理を施した高力ボルト素材のビッカース硬度を示す。加えて表 3 にはビッカース硬度の詳細な数値を示す。各輪切り試料について 5 箇所測定を行い、その平均値をまとめた。ビッカース硬度測定については、



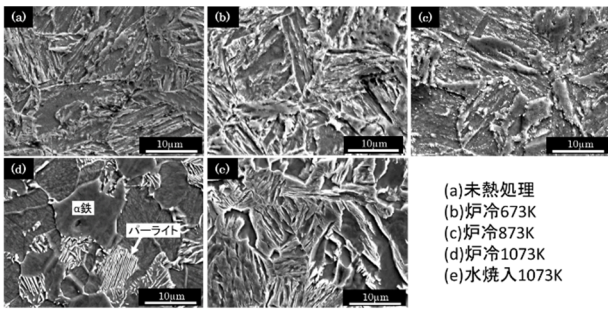


図6 種々の条件で熱処理を施した高力ボルトの金属微細組織。(a)未熱処理, (b)炉冷 673K, (c)炉冷 873K, (d)炉冷 1073K, (e)水焼入 1073K (左上から配置順)

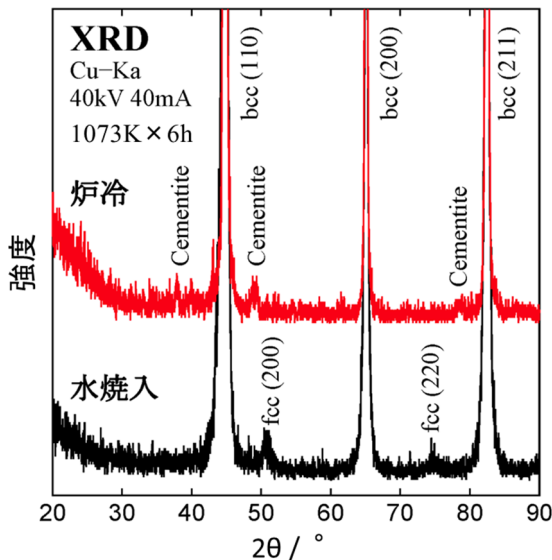


図7 熱処理を施した高力ボルトの X 線回折図形 (1073K 炉冷材および水焼入れ材の比較)

ピンテールの破断の如何にかかわらず輪切り試料を用意することができるので、熱処理温度 1073 K までの全試料について測定することができた。図を見ると、どの冷却条件でも 673 K まではピッカース硬度は低下しなかったが、773 K 以上の温度では熱処理温度の上昇に伴ってピッカース硬度は低下した。これは図 2 の張力試験と同じ傾向であった。これは、今回使用したトルシア形高力ボルトが 673 K 付近の温度で焼き戻しされていることを裏付けている。一般に、高力ボルトは低炭素鋼を焼入れ・焼き戻しすることによって製造されている。メーカー聞き取りによると焼き戻し温度は 683 K ~ 703 K とのことであり、本研究ではピッカース硬度を調べることにより製造プロセスの焼き戻し温度の推定が可能であった。さらに言えば、火事等で被災した高力ボルトの異常加熱温度の推定がピッカース硬度の評価によって可能であることが分かった。過去の研究としては、熱処理を施した高力ボルトのロックウェル硬さを調べた報告がある<sup>[4,6]</sup>。ピッカース硬度やロックウェル硬さなどの簡易測定により、加熱を受けた鋼構造建築物の高力ボルトの材質の劣化から、鋼構造物各部の受熱状況を推定することも可能であると考えられる。

さらに図を見ると、温度 1073 K から水焼入れした試

料のみ、ピッカース硬度が低下せず、未熱処理材(Hv=372.2)よりもむしろ高い値(Hv=390.4)を示した。これは恐らく、水焼入れによるマルテンサイト相の出現であると思われる。そこで次に、いくつかの試料について微細組織観察を行った。

図 6 は種々の条件で熱処理を施した高力ボルトの金属微細組織の観察例である。図 6(a), (b), (c), (d), (e)はそれぞれ、未熱処理材, 673 K 炉冷材, 873 K 炉冷材, 1073 K 炉冷材, 1073 K 水焼入れ材材である。図を見ると、まず図 6(a)未熱処理材と図 6(b)673 K 炉冷材は、組織にほとんど変化が見られず、また図 5 のピッカース硬度もほとんど変化していないことを考えると、図 6(a)の未熱処理材は製造段階で焼入れマルテンサイトが 673 K 付近で焼き戻されたトルスタイト組織であると思われる。従って、未熱処理材を 673 K で焼鈍・炉冷した図 6(b)の組織もトルスタイトであるが、若干、極微細なセメンタイト粒子が析出し始めているようである。図 6(c)はさらに熱処理温度を 873 K まで上げて炉冷したものである。これはセメンタイト粒子が図 6(b)よりも明瞭に析出したソルバイトと呼ばれる組織であり、セメンタイト粒子の析出と共に硬度が低下したことが図 5 との関連で理解される。さらに図 6(d)は 1073 K で焼鈍・炉冷した試料であり、オーステナイト状態から徐冷されたパーライトと鉄の混合組織となっている。一方、同じ 1073 K から水焼入れして得られた図 6(e)の試料にはマルテンサイト様の組織が現われ、これにより硬度が上昇したことが説明される。これは熱処理温度 1073 K では Fe-C 状態図<sup>[17]</sup>の A1 線(1000 K)を越えてオーステナイト相となり、そこから焼入れることで再度マルテンサイト相が出現し、焼き戻し

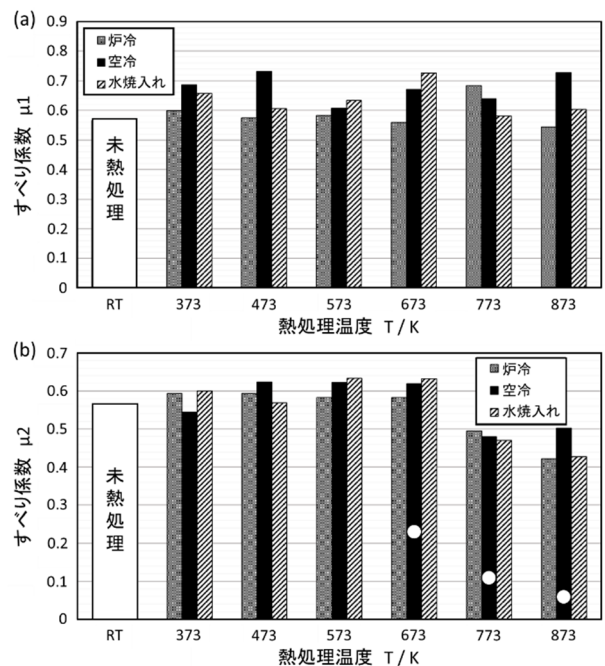


図8 熱処理を施した高力ボルトを用いた高力ボルト摩擦接合試験体のすべり係数 (μ1:各条件での熱処理済ボルトの施工ボルト張力を使用, μ2:未熱処理ボルトの施工ボルト張力 113.7kN を使用)

表 4 熱処理を施した高力ボルトを用いた高力ボルト摩擦接合試験体のすべり荷重及びすべり係数まとめ

熱処理温度 T/K		RT	373K	473K	573K	673K	773K	873K
炉冷材	すべり荷重(kN)	257.0	270.1	269.8	265.1	265.1	225.1	191.7
	すべり係数 $\mu_1$	0.57	0.60	0.57	0.58	0.56	0.68	0.54
	すべり係数 $\mu_2$	0.57	0.59	0.59	0.58	0.58	0.50	0.42
空冷材	すべり荷重(kN)	257.0	247.7	283.7	283.3	281.5	218.2	228.2
	すべり係数 $\mu_1$	0.57	0.69	0.73	0.61	0.67	0.64	0.73
	すべり係数 $\mu_2$	0.57	0.54	0.62	0.62	0.62	0.48	0.50
水焼入材	すべり荷重(kN)	257.0	272.9	258.6	288.1	287.4	214.0	194.1
	すべり係数 $\mu_1$	0.57	0.66	0.61	0.63	0.73	0.58	0.60
	すべり係数 $\mu_2$	0.57	0.60	0.57	0.63	0.63	0.47	0.43

をしていないために図 6(a)未熱処理材(焼入れ・焼き戻し材)よりも硬度が上昇したと考えるのが妥当であろう。

さらに図 7 には同じ 1073 K で熱処理後、それぞれ炉冷および水焼入れして得た試料の X 線回折図形を示す。図 6 から 1073 K 焼鈍・炉冷材は鉄 + パーライトの混合組織であることが見てとれたが、X 線回折でも鉄(体心立方格子 bcc 相)とセメントライト(Fe<sub>3</sub>C 相)のピークが現われ、それが裏付けられた。一方、水焼入れ材では、マルテンサイト(bcc 相)と急冷しきれなかった残存オーステナイト相(面心立方格子 fcc 相)が確認され、硬い組織であることが分かる。マルテンサイト相は通常 bcc あるいは bct 結晶格子を持つが、低炭素鋼ということもあり、ここでは鉄の bcc 格子と見分けがつかないようである。

図 8 には、熱処理を施したトルシア形高力ボルトを用いた高力ボルト摩擦接合試験体のすべり係数の測定・計算結果を示す。表 4 には詳細な値を示す。すべり係数の計算には、高力ボルトの導入張力(式中の N)として図 2 に示した施工ボルト張力の測定結果を用いた。本引張試験は各熱処理条件につき引張試験体を 1 本ずつ用意した。本引張試験では 1 本の引張試験体を製作するために熱処理済み高力ボルトが 4 本必要であるが、図 2 の張力試験の結果から、973 K 以上の熱処理ではピンテールを破断できないほど材質が軟化してしまうことが分かったため、本試験で使用した高力ボルトの熱処理温度は 873 K までとした。本試験では高力ボルトは予め熱処理を施したものを使用した。ボルト以外のナット、座金、鋼材は熱処理を施していない。本研究では、熱処理済み高力ボルトと未熱処理の鋼材を用いて引張試験体を製作している。試験体全体を加熱していないので、実際の火災等とは状況が異なっているが、本研究のボルト熱処理を高力ボルト製造時における焼戻し工程の延長と捉えれば、高力ボルト製造時における熱処理工程の違いによるすべり係数の変化と見なすこともできるかと思われる。以後、本実験では他の条件は同一にして、すべり係数に対する熱処理済みボルトの張力低下の影響のみに焦点を当てて、議論を進める。

まず図 8(a)では、予め熱処理を施した高力ボルトについて図 2 で得られた値を使用して、すべり係数  $\mu_1$  を計算した。また、図 8(b)では未熱処理高力ボルトのピンテール破断張力  $N = 113.7 \text{ kN}$  を式中の施工ボルト張力  $N$  としてすべり係数  $\mu_2$  を計算した。まず図 8(a)を見ると、す

表 5 ガス吹管で炙った高力ボルト摩擦接合試験体のすべり荷重及びすべり係数まとめ

熱処理温度(K)	すべり荷重(kN)	すべり係数
673	104.2	0.23
773	48	0.11
873	26.8	0.06

べり係数  $\mu_1$  は 0.56~0.73 の高い値を示し、大体、0.6 前後の値を安定して示していた。これは高力ボルトの施工ボルト張力が熱処理に応じて低下していることから、それに応じたすべり荷重となっているためである。即ち、摩擦接合面の状態が一定していたことを表している。文献[7]によれば、高力ボルト摩擦接合継手の接合面の状態は加熱を受けてもほとんど変化がないと報告されている。これは恐らく、接合面に生成した赤錆の主要生成物である酸化第二鉄が高温安定性に優れているからであると思われる。次に、図 8(b)を見ると、これは施工ボルト張力  $N$  を未熱処理高力ボルトのピンテール破断張力  $113.7 \text{ kN}$  としているため、すべり係数  $\mu_2$  は 673 K までは 0.5~0.63 の高い値を示し、すべり係数の低下は見られなかった一方、773 K 以上に加熱したボルトではすべり係数が低下し、873 K のボルト加熱ではすべり係数が 0.45 を下回る結果が見られた。このすべり係数の低下は即ち、加熱によるボルト張力の低下を表しており、前述した通り、加熱による摩擦接合面の状態変化がほとんど無いことから、火災等の異常加熱を受けた鋼構造物の劣化診断では高力ボルトの受熱状況の調査が最重要項目の一つとなり得ることが明らかである。建築基準法施行令では高力ボルト摩擦接合のすべり係数は 0.45 以上を確保することとされているので、本研究の結果からも、施工前に高温に曝された高力ボルトは使用できないことが明白である。

さらに、図 8(b)中の熱処理温度 673 K ~ 873 K の空冷の棒グラフの中に、白抜き丸で示した 3 点がある。これは、未熱処理ボルトを用いて作製した摩擦接合試験体 3 本をガス溶接用吹管を用いたガス炎により所定の温度まで加熱し、30 分保持した後に空冷した場合のデータである。試験体の t19 鋼板の側面に 3.4、深さ 15 mm の孔を開け、熱電対を差し込んで温度を測定した。吹管の火炎を万遍なく当て、局所的な過熱はなるべく生じないように配慮したが、火炎が当たった箇所はすぐに赤熱するため、試験体外側の t12 鋼板は所定の温度よりも温度が上がった可能性はある。詳細なすべり荷重、すべり係数の値は表 5 に示した。その結果、高力ボルトのみ予め熱処理を施した場合のすべり荷重、すべり係数よりもさらに著しい低下が見られた。これは恐らく、加熱によって高力ボルト軸部および鋼材内の応力が緩和されたため、摩擦接合面に適切なボルト張力が負荷されなくなったものと考えられる。万一、火災により高力ボルト接合継手部に火炎が直接当たった場合、ごく短時間の過熱であってもすべり係数 0.45 以上の剛接合を維持できないことは明らかである。

## 4. まとめ

本研究では、種々の条件で熱処理を施した高力ボルトの施工ボルト張力、ピッカース硬度、ボルト素材の金属微細組織の熱処理条件依存性を調べ、さらに、熱処理された高力ボルトを用いて摩擦接合引張試験体を作製し、そのすべり係数を調べた。得られた知見を以下に示す。

1) 本研究で種々の条件で熱処理を施した高力ボルトは、673 K まで施工ボルト張力およびピッカース硬度の変化はあまり見られなかった。これは、製造段階で焼入れされた後、673 K 付近で焼き戻しされているためと考えられる。各試料に対してさらに温度を上げていくと、温度と共に施工ボルト張力、ピッカース硬度ともに著しく低下した。一方、1073 K 水焼入れ材では、オーステナイト状態から急冷されたため、マルテンサイト様の微細組織が現われ、未熱処理材よりもピッカース硬度が上昇した。

2) 予め熱処理を施した高力ボルトを用いた高力ボルト摩擦接合引張試験体のすべり係数試験の結果、施工ボルト張力の測定結果と同様に 673 K まではほぼ一定かやや増加する傾向にあった一方、773 K を超えるとすべり係数が 0.5 を下回った。また、高力ボルト摩擦接合継手が直接火災に触れた場合、それが短時間であってもすべり係数 0.45 を大幅に下回る可能性があることが明らかであった。

## 謝辞

本研究を遂行するにあたり、東北大学金属材料研究所共同利用研究制度を利用し、東北大学金属材料研究所正橋直哉教授、加藤秀実教授、梅津理恵教授に大変お世話になりました。記してここに謝意を表します。

## 参考文献

- [1] 斎藤公男 他, 「特集 構造技術が拓いた建築と空間」, 鉄構技術, Vol. 31, No. 364, pp.29-74 (2018).
- [2] 寺門三郎: 「高力ボルト」神戸製鋼技報, Vol. 52, pp. 34-38 (2002).
- [3] 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] 阪口明弘, 豊田康二, 門岡直也, 田坂茂樹: 「高温加熱を受けた高力ボルトセットのロックウェル硬度に基づく受熱温度推定方法」Vol. 78, No. 691, pp. 1649-1657 (2013).
- [5] K. Wakiyama, A. Tatsumi: "Evaluation of the Mechanical Properties at Elevated Temperature of Steels used in High-Strength Bolted Structural Joints", 日本建築学会論文報告集, No. 308, pp. 82-93 (1981).
- [6] 脇山広三, 巽昭夫: 「火災をうけた鋼構造物の熱履歴温度の推定法に関する研究 - その 1 高力ボルト座金の硬さによる方法」日本建築学会論文報告集, No. 310, pp. 32-42 (1981).

- [7] 田中淳夫, 小久保勲, 吉村福次郎: 「高温加熱を受けた高力ボルト摩擦接合部の性状について」日本建築学会論文報告集, No. 252, pp. 45-56 (1977).
- [8] 小野裕二, 中野修, 金子学: 「トルシア形高力ボルトの導入軸力に関する研究 - 温度および時間依存性について -」開発土木研究所月報, No. 460, pp. 18-30 (1991).
- [9] 宇野暢芳, 井上一郎, 竹内一郎, 東清三郎, 北卓也: 「高摩擦係数高力ボルト接合部の耐力に関する実験的研究」日本建築学会構造系論文集, No. 502, pp. 127-133 (1997).
- [10] 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).
- [11] 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).
- [12] 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).
- [13] 平島岳夫, 江寄佑, 安藤秀平: 「高温時における高力ボルト摩擦接合継手の変形状」日本建築学会構造系論文集, Vol. 79, No. 698, pp. 541-548 (2014).
- [14] 安藤秀平, 平島岳夫: 「火災時における高力ボルト摩擦接合継手の最大引張耐力」日本建築学会構造系論文集, Vol. 80, No. 712, pp. 961-970 (2015).
- [15] 鉄骨製作管理技術者教本 2018 年版, 鉄骨製作管理技術者登録機構.
- [16] 藤井正一: 「耐火被覆された鉄骨の温度上昇」コンクリート・ジャーナル, Vol. 11, No. 8, pp. 73-75 (1973).
- [17] 長崎誠三, 平林眞 編著: 「二元合金状態図集」アグネ技術センター, 東京, pp. 294 (2002).

(原稿受付 2020/03/04, 受理 2020/06/22)

\*山浦真一, 博士(工学)  
職業能力開発総合大学校, 能力開発院, 〒187-0035 東京都小平市小川西町 2-32-1 e-mail: s-yamaura@uitech.ac.jp  
Shin-ichi Yamaura, Faculty of Human Resources Development,  
Polytechnic University of Japan, 2-32-1 Ogawa-Nishi-machi,  
Kodaira, Tokyo 187-0035, Japan.

\*矢野友就  
千葉職業能力開発促進センター, 〒263-0004 千葉県千葉市稲毛区六方町 274 e-mail: Yano.Tomonari@jeed.or.jp  
Tomonari Yano, Chiba Polytechnic Center, 274 Roppo-cho, Inage-ku,  
Chiba 263-0004, Japan.

\*佐藤樹  
島根職業能力開発促進センター, 〒690-0001 島根県松江市東朝日町 267 e-mail: Sato.Itsuki@jeed.or.jp  
Itsuki Sato, Shimane Polytechnic Center, 267 Higashiasahi-machi,  
Matsue, Shimane 690-0001, Japan.

\*古屋有務  
職業能力開発総合大学校 総合課程建築専攻, 〒187-0035 東京都小平市小川西町 2-32-1

Amu Furuya, Polytechnic University of Japan, 2-32-1 Ogawa-Nishi-machi, Kodaira, Tokyo 187-0035, Japan.

Kazuhiko Okuya, Faculty of Human Resources Development, Polytechnic University of Japan, 2-32-1 Ogawa-Nishi-machi, Kodaira, Tokyo 187-0035, Japan.

\*奥屋和彦, 博士 (工学)

職業能力開発総合大学校, 能力開発院, 〒187-0035 東京都小平市小川西町 2-32-1 e-mail: okuya@uitec.ac.jp