

ノート

大気暴露試験による 1700 MPa 級超高力ボルトの緩み

LOOSENING OF 1700 MPa-CLASS ULTRA-HIGH-STRENGTH BOLT WITH OUTDOOR EXPOSURE TEST

木村 勇次^{*1}

森山 仁志^{*2}

長崎 英二^{*3}

Yuuji KIMURA^{*1}

Hitoshi MORIYAMA^{*2}

Eiji NAGASAKI^{*3}

山口 隆司^{*4}

増田 浩志^{*5}

津崎 兼彰^{*6}

Takashi YAMAGUCHI^{*4}

Hiroshi MASUDA^{*5}

Kaneaki TSUZAKI^{*6}

ABSTRACT Our previous study showed that 1700 MPa-class ultra-high-strength bolts had loosened by approximately 8% during outdoor exposure test in Okinawa. This study investigated the damage to the bolts and nuts retrieved from the bolted joints that were subjected to the exposure test, in order to clarify the cause of the bolt loosening. The damage investigation showed that the bolt loosening was due to the delayed fracture occurring in the middle section of nut. It was considered that the suppression of thread stripping following the delayed fracture prevented complete breakage, which instead resulted in the bolt remaining in a loosened state.

Keywords: 低合金鋼, 超高力ボルト, ボルトの緩み, 遅れ破壊, 大気暴露試験

low-alloy steel, ultra-high-strength bolt, bolt loosening, delayed fracture, outdoor exposure test

1. 緒言

ボルトの超高強度化には大気腐食環境下での遅れ破壊の克服が最重要課題である。著者らは、図1に示す19.5 mm以下の軸径と新規ねじ形状[1]の採用による軸部先行降伏の実現によって引張強さが1700 MPaの超高強度で延性を改善した軸先行降伏ボルトを開発してきた[2]。さらに、量産試作したボルト、ナット、座金のセット[3]を用いて作製し

た締結体の大気暴露試験を2016年3月9日から12月9日までの275日間、一般財団法人日本ウエザリングテストセンター(JWTC)宮古島暴露試験場で実施して、1700 MPa級軸先行降伏ボルトの遅れ破壊挙動を調査した[4]。その結果、1700 MPa級と2000 MPa級のボルト標準軸力にそれぞれ相当する391 kNと445 kNの導入軸力では遅れ破壊が発生し、導入軸力が高いほど遅れ破壊が促進されることが確認された。ボルトの破断位置は、首下アール部、軸部、不完全ねじ部、ならびにナット嵌め合部に大別でき、破断頻度は不完全ねじ部とナット嵌め合部で高かった。さらに、ボルトの一部に緩みが触診検査で確認された。ここでの「緩み」とはガタツキはあるものの、ボルトとナットが固着しており手ではナットを回転させて取り外せなかった状態を示す。緩んだボルトの本数は、導入軸力391 kNでは50本中4本、445 kNでは47本中4本と、全体ではおおよそ8%のボルトが緩んだ。このボルトの緩みには試験中の温度変化、周辺ボルトの欠損やボルト自体の破損などが関係すると考えられた。ボルトの緩みは、接合部の性能劣化、さらには重大な事故につながる可能性があるため、その原因解明が不可欠である。

^{*1} 博士(工学) 国立研究開発法人物質・材料研究機構 構造材料研究センター 主席研究員

(〒305-0047 茨城県つくば市千現 1-2-1)

^{*2} 第2種正会員 博士(工学) 徳島大学大学院 准教授

(〒770-8506 徳島市南常三島町 2-1)

^{*3} 第2種正会員 研究当時 大阪市立大学 工学研究科 客員教授

(〒558-8585 大阪府大阪市住吉区杉本 3-3-138)

^{*4} 第2種正会員 博士(工学) 大阪公立大学大学院 工学研究科 教授

^{*5} 第2種正会員 博士(工学) 宇都宮大学 地域デザイン科学部 教授

(〒321-8585 栃木県宇都宮市陽東 7-1-2)

^{*6} 博士(工学) 国立研究開発法人物質・材料研究機構 構造材料研究センター 名誉フェロー

本研究では、既報[4]の追補として、ボルトの緩みの原因を明らかにすることを目的として、大気暴露試験したボルト締付体からボルト、ナット、座金のセットを取り外して損傷状態を調査した。

2. 実験方法

2.1 供試材および締結体

図1(a)の軸先行降伏ボルトは、実機の40 ton アーク溶解・铸造ならびに棒圧延プロセスで製造した0.5%C-2%Si-1%Cr-1%Mo 鋼材 (mass%) の冷間成形と調質処理で作製し、軸部の平均直径は19.26 mm (変動係数 C.V.=0.21%) であった[3]。表1に鋼材の化学成分を示す。ナットは JIS SCM435 鋼材から作製し、平均硬さ HV400、高さ26.4 mm とした。座金は、JIS B 1186: 1995 に従う形状・寸法とし、平均硬さは HV550 に調質した。ボルトと座金は、トルク係数安定剤 (大同化学 (株) 製ダイロール) で潤滑処

理した。ナットは、リン酸マンガンコーティング溶液に浸漬して被膜処理を施した後に潤滑剤液 (大同化学 (株) 製 AC-1H) で潤滑処理した。ボルト締付体の形状・寸法を図1(c)に示す。被締結材には HT780 鋼板を用い、接合面のブラスト処理後に75~100 μm の目標膜厚で $\phi 23.5$ mm のボルト孔を含む被締結材全体に無機ジンクリッチペイントを塗布した。なお、詳細は既報[4]を参照されたい。

ボルトの締付けにはナット回転法を採用し、前述のように、導入軸力は平均値で391 kN (最小値は385 kN、最大値は409 kN) と445 kN (最小値は440 kN、最大値は449 kN) の2水準であった。軸力導入に際しては、予備試験でボルトセットのトルク係数が0.120~0.126 で、JIS B 1186: 1995 のトルク係数値規格の規格値 A 種 (0.110~0.150) を満足することを確認した。ついでボルトは200 Nm のトルクで1次締めした後マーキングを施した。マーキングの位置

表1 ボルト素材の化学成分 (mass%)

C	Si	Mn	Cr	Mo	P	S	Al	N	O	Cu	Ni
0.48	1.98	0.19	1.06	0.98	0.004	0.001	0.023	0.006	0.0009	0.04	0.05

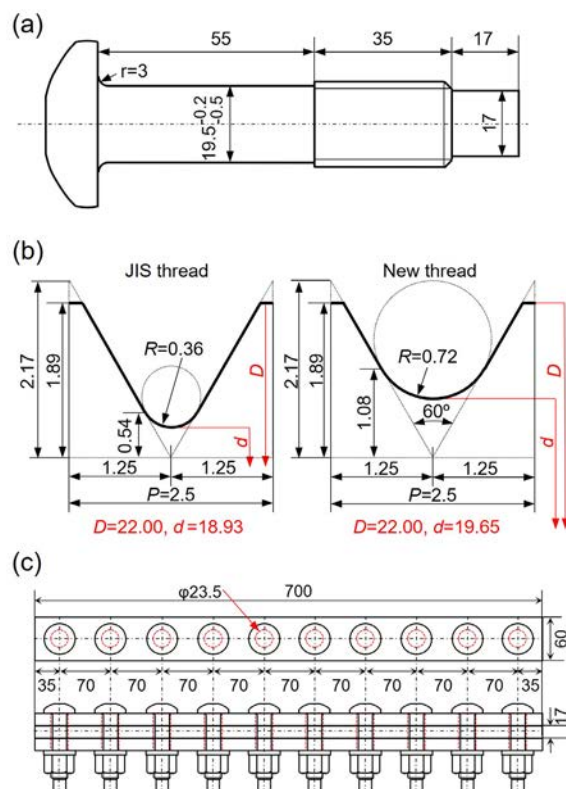


図1 軸先行降伏ボルト(a)、ねじ(b)、ならびにボルト締付体(c)の形状・寸法 (mm)。ねじの呼びは M22、ピッチ P は2.5 mm である。(b)中の D と d はおねじの外径と谷の径を示す。



図2 2016年12月9日時点でのボルト締付体 (下段) の設置状況(a)と2018年2月22日に回収した直後の締付体の写真(b)。(b)中の「L」は触診点検で緩みが確認されたボルトを示す。

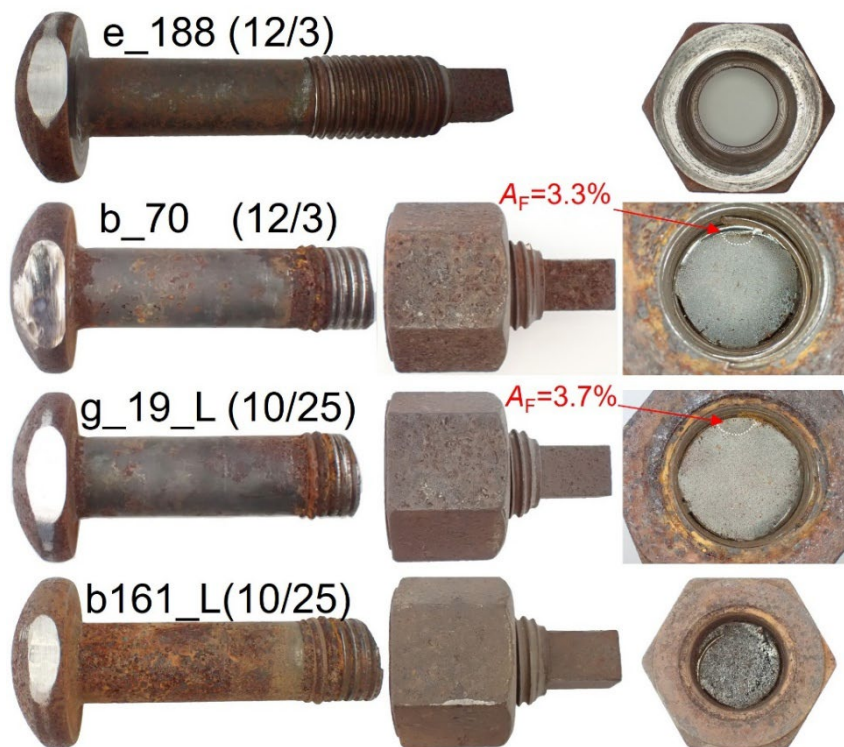


図3 2018年2月22日に暴露試験を終了後に回収した締付体から2024年10月25日または12月3日に取り外したボルトとナットの外観写真。図中の白破線は破壊起点部、 A_F は破壊起点部の面積率を示す。

をナット回転角度 θ の起点($\theta=0^\circ$)として本締めした。導入軸力は、軸力とナット回転角度の関係から測定した。導入軸力の平均値が391kNとなる θ の平均値は 103° (最小値は 100° 、最大値は 110°)、445kNとなる θ の平均値は 128° (最小値は 125° 、最大値は 130°)であった。

2.2 大気暴露試験とボルトの取り外し

大気暴露試験は、2016年3月9日からJWTC宮古島暴露試験場(北緯 $24^\circ 44'$ 、東経 $125^\circ 19'$ 、海拔50m)で実施した。試験開始直後のボルトセットの組数は、導入軸力が391kNでは50組、445kNでは47組であった。試験体の点検作業は、毎日、午前9時頃と午後4時半頃に行い、ボルトの破断有無を目視で確認した。ボルトの緩みは試験開始から177日以降では認められなかったものの、未破断のボルトセットでも軸力低下が懸念されたことから大気暴露試験は275日後の2016年12月9日で一旦終了した[4]。なお、文献[4]、35頁、左段14行目で、「187日後(9月12日)の点検」の記載は「177日後(9月2日)の点検」の誤記である。図2(a)は、2016年12月9日時点でのボルト締付体の写真を示す。ボルト締付体は架台の下段に移動させて、上段へ新たに設置し

たボルト締付体とともに2018年2月22日まで暴露試験を継続した。図2(b)に暴露試験場で回収直後のボルト締付体の外観写真を示す。10体のボルト締付体の中から、図中にLで示した緩んだボルトを含むb,e,g,iの4体を選択した。これらの締付体はJWTC宮古島試験場で木箱に梱包した後、つくば市の物質・材料研究機構(NIMS)へ運搬して実験室で保管した。

2024年9月11日にサンドブラストでねじ先端とナットの錆を除去した後に浸透防錆潤滑剤((株)エーゼット製Z-45)を噴き付けた。緩んだボルトは手で回転できたものの、供回りして取り外せなかった。

そこで2024年10月21日に徳島大学へ木箱ごと運搬して同年10月25日と12月3日に取り外した。取り外しに際しては、ボルト頭部をモンキーレンチで固定できるよう、ボルト頭部の側面2所をディスクサンダーとバークラインダーで平面に仕上げた。その後、ボルト頭部側をモンキーレンチで固定し供回りを防止しつつ、本締め用トルクレンチを用いてナットを回転して取り外した。

3. 実験結果および考察

図3は、取り外したボルトとナットの外観の代表

表2 取り外したボルトの損傷状態

Axial Force (kN)	No.	Rupture position	Thread stripping	A_F (%)	Microscopic fracture feature	
					Crack origin	Center region
445	b_70	nut	○	3.3	Intergranular fracture	Dimple
	b_161_L	nut	×	NA	NA	NA
	e_188	non-rupture				
	e_192	nut	○	10.9	Intergranular fracture	Dimple
	e_194_L	nut	×	NA	NA	NA
	e_199_L	nut	×	NA	NA	NA
391	g_15	nut	○	NA	NA	NA
	g_19_L	nut	○	3.7	Unverified	Unverified
	g_20	nut	○	10.0	Unverified	Unverified
	i_38	nut	○	4.2	Unverified	Unverified
	i_39_L	nut	×	NA	NA	NA
	l_40	nut	○	9.3	Unverified	Unverified

○：ねじ山せん断破壊したボルト， A_F ：破壊起点部（Crack origin）の面積率

NA：破断面の腐食が著しく破面観察できなかったボルト（例えば，図3のボルト No.161_L）

Unverified：破壊起点部は観察されたものの，SEMによる破面観察は未実施

例である。表2はボルトの損傷状態のまとめを示す。取り外した12本のボルトのうち，未破断のNo.188のボルト以外はナット嵌め合部で破断していた。No.161_Lのボルトでは破断面が著しく腐食されており取り外し以前に破断していたと判断できた。No.161_Lのボルトと取り外し後の損傷状態が同じボルトは，触診検査で緩みが確認されたNo.39_L，194_L，199_Lのボルトであり，その合計は4本であった。一方，No.70と19_Lのボルトでは，取り外しの際にねじ山がせん断破壊した。また，破断面には金属新生面が認められないことからこれらのボルトも取り外しの前から破断していたと判断できた。ねじ山のせん断破壊は，ねじ山の腐食によってボルトとナットが固着されていたために生じたと考える。No.15，20，38，40，192も表2中に○で示すようにNo.70と19_Lのボルトと同様にねじ山せん断破壊した。No.188のボルトのナットの座面と比較すると，ナット嵌め合部で破断が確認されたボルトのナット座面は，No.19，70，161のボルトのように腐食されていた。このことは，これらのボルトでは破断によって軸力が著しく低下し，座金とナット座面の隙間から雨水が侵入したことを示している。

また，2016年12月9日までの暴露試験で破断が確認された後に直ちに回収したボルト[4]と比べるとNo.70，19_L，20，38，40，192のボルトの破断面の腐食は進行していたものの，No.70，19_Lのボルトで示すようにねじ谷で破壊起点部が観察された。なお，これら以外のボルト（表2中にNAで示す）は，

No.161_Lのボルトで示すように著しく腐食されており破断面を観察できなかった。このような破壊起点部は，暴露試験中に破断が確認されたボルト[4]に共通した破面形態であった。

取り外したボルトの中で破断面の腐食が最も軽微であったNo.70の破壊起点部と破断面中心部のSEM写真を図4に示す。No.70および192のボルトの破壊起点部では，水素脆化割れの証拠の一つとなる粒界割れが観察された。一方，破壊起点部以外の破断面はディンプル破面を呈していた。すなわち，このような破壊様式は，暴露試験中にナット嵌め合部で破断が確認されたボルト[4]と同じであった。取り外し後にナット嵌め合部で破断が確認されたボルトの破壊起点部の面積率（ A_F ）は，表2でまとめるように導入軸力が391 kNでは3.7～9.3%，445 kNでは3.3～10.9%と測定された。暴露試験中にナット嵌め合部で破断が確認されたボルトの A_F は，391 kNでは1.2～10.6%，445 kNでは1.6～2.8%であり[4]，取り外し後に破断が確認されたボルトの方で A_F が大きい傾向にあった。

以上のことから，取り外し後に破断が確認されたボルトは触診検査で緩みが確認されたボルトも含めてすべて遅れ破壊していたと結論した。また，これらのボルトの破断位置は，ナット座面から10～15 mmとナットの中央であった。

暴露試験中にナット嵌め合部で破断が確認されたボルトの破断は，座面側のナット内第1ねじ谷での破断を除いて2～4山のねじ山のせん断破壊を伴っ

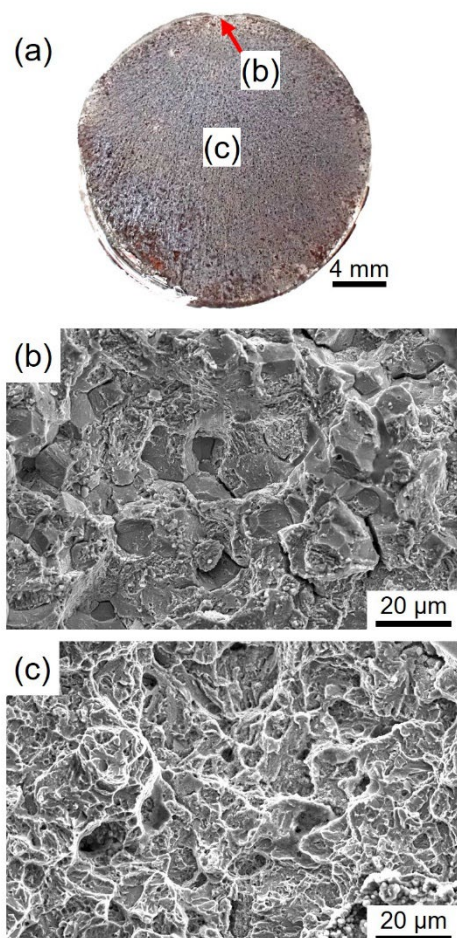


図 4 No.70 のボルトの破断面(a)における破壊起点部(b)と破断面中心部(c)の SEM 写真. (b)はねじ谷から 0.2 mm の場所を撮影した.

た[4]. ねじ山せん断破壊荷重はねじ山の数に比例し[5], ねじ山が多いほどねじ山せん断破壊が起こりにくくなる. 図 1(b)にねじ形状寸法を示すように, JIS ねじと比較すると, 新規ねじでは谷底アールが大きく, おねじとめねじのねじ 1 山の引掛け長さが短いためにねじ 1 山当たりのねじ山せん断強度が低い[1]. よって, ナットの設計では, おねじせん断破壊荷重を 750 kN (=ボルトの引張試験でのボルト破断荷重の約 1.5 倍)と仮定し, ナット高さを JIS ナットの 1.2 倍の 26.4 mm としてねじ山数を 10.6 山に増やした[2]. ここで, 1 山≒2.5 mm[4]として取り外し後に破断が確認されたボルトの破断位置をナット座面からのねじ山の数で換算すると 4~6 山となる. すなわち, これらのボルトでは, 破断位置がナットの中央であったために遅れ破壊に伴うねじ山せん断破壊が抑制されボルトがナットから分離しなかったと推察

する. このようなナット内部でのボルトの遅れ破壊ではき裂が停留してある程度の軸力が残る可能性もあり, その場合は補修点検で遅れ破壊の確認が難しいことが予想される. それゆえ, ナット内での遅れ破壊発生挙動とその機構の解明は今後の重要な課題である.

図 5 に, 2016 年 3 月 9 日から 2018 年 2 月 22 日までの 715 日間の暴露試験の結果をまとめる. なお, No.8 以外のボルトは 2016 年中に破断した. 本研究で供したボルトは締付体 b, e, g, i から回収した. 締付体 c, d, f, h, j は未調査であり, 該当する未調査のボルトには図 5(b)で Unverified と記した.

まず導入軸力 391 kN では, 締付体 f で No.8 のボルトが 2017 年 9 月 29 日 (569 日目) に不完全ねじ部で破断した. よって, 導入軸力 391 kN で不完全ねじ部での累積破断率は最終的に 46% (23/50 本) となった. 前述のようにナット嵌め合部では, 締付体の解体後に 6 本のボルトの破断が認められた. 今回調査しなかった 6 本のボルト (No.2, 11, 13, 33, 47, 54) もすべて破断していたと仮定するとナット嵌め合部での累積破断率は 28~40% (14/50 本~20/50 本) となる. 首下アール部と軸部での累積破断率はそれぞれ 8% (4/50 本) と 6% (3/50 本) である. よって導入軸力 391 kN での最終的なボルトの累積破断率は 88~100% (44/50~50/50 本) の範囲となる.

つぎに導入軸力 445 kN で締付体の回収後にナット嵌め合部で破断が確認されたボルトは 5 本である. 未調査の 4 本のボルト (No.175, 177, 180, 182) も破断していたと仮定すると嵌め合部での累積破断率は 27.7~36.2% (13/47~17/47 本) となる. 不完全ねじ部, 首下アール部, ならびに軸部での破断は起らず, それぞれ 59.6% (28/47 本), 2.1% (1/47 本) ならびに 0%であった. よって導入軸力 445 kN で最終的なボルトの累積破断率は 89.4~97.9% (42/47~46/47 本) の範囲となる.

4. 結言

本研究では, JWTC 宮古島暴露試験場で大気暴露試験した 1700 MPa 級軸先行降伏ボルトで発生したボルトの緩みの原因を明らかにすることを目的とした. 2016 年 3 月 9 日から 2018 年 2 月 22 日までの 715 日間暴露試験した 10 体の締付体の中から, ボルトが緩んでいた 4 体を選択し, 取り外したボルト, ナット, 座金の損傷状態を調査した. 得られた結果を以下にまとめる.

1) 取り外した 12 本のボルトのうち, 触診検査で

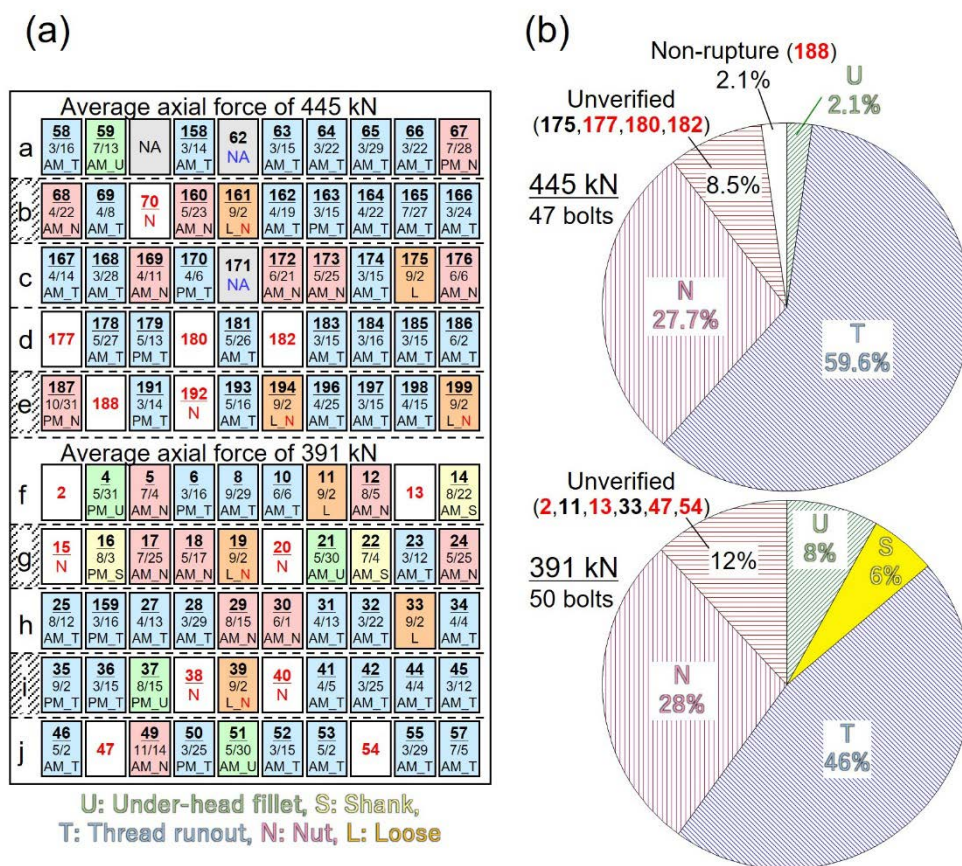


図5 2016年3月9日から2018年2月22日(715日後)までの暴露試験におけるボルトの破断月日、破断位置ならびに配置の関係(a), およびボルトの累積破断率(b).

ゴシック数字はボルトの通し番号, AM と PM は破断確認を行った点検時間帯である.

Uは首下アール部, Sは軸部, Tは不完全ねじ部, Nはナット嵌め合部で破断したボルトを示す.

締結体 a の3列の黒字 NA は板の孔位置ずれでボルトを締結できなかった箇所, 青字 NA のボルト (No.62, 171) は暴露試験前に破断したボルトを示す. なお, NA の箇所は F10T ボルトセットを仮締めして孔を塞いだ.

暴露試験中の触診検査では未破断と判断されたボルトは赤番号, 緩んでいたボルトは「L」で示す.

ナット嵌め合部で破断したボルトには, ボルト取り外し後に破断が確認された赤番号のボルトも含む.

緩みが確認された5本を含む11本が取り外し以前にナット嵌め合部で破断していた. ボルトの破断面やナット座面の腐食状態からこれらのボルトは暴露試験中に遅れ破壊していたと判断でき, ボルトの緩みは遅れ破壊によると結論した.

- 2) 取り外し後に破断が確認されたボルトの破壊様式は, 暴露試験中にナット嵌め合部で破断が確認されたボルトと同じと判断できた. 破断面の腐食が軽微であったボルトの破断面には破壊起点部が観察された. 破壊起点部では, 水素脆化割れの証拠の一つとなる粒界割れが観察されたのに対し, 破壊起点部以外の破断

面はディンプル破面を呈していた.

- 3) 取り外し後に破断が確認されたボルトでは, 暴露試験中にナット嵌め合部で破断が確認されたボルトよりも破断位置がさらにナットの中央であった. そのため, 遅れ破壊に伴うねじ山せん断破壊が抑制され, ボルトとナットが分離しなかったと推察された.

謝辞

本研究では, 破面観察は物質・材料研究機構 (NIMS) の関真紀氏により行われた. 大気暴露用締付体の作製では NIMS の櫻谷和之博士, 大阪市立大学大学院橋梁工学研究室の学生諸氏にご協力を頂いた. また,

大気暴露用締付体からのボルトの取り外しでは徳島大学大学院構造工学研究室内の学生諸氏にご協力を頂いた。ここに記して謝辞を表す。

40 ton アーク溶解材を用いたボルトセット試作は2012～2015 年度に NIMS で実施された社会インフラの復旧、再生に向けた構造材料技術の開発プロジェクトよびその評価の一部は、総合科学技術・イノベーション会議の SIP (戦略的イノベーション創造プログラム) 「インフラ維持管理・更新・マネジメント技術」(管理法人：科学技術振興機構) および科学研究補助金基盤研究 B (課題番号 24K01204) によって行われた。ここに謝意を表す。

参考文献

- [1] 山口隆司, 長崎英二, 潘超, 木村勇次: 1,800 N/mm² 級超高力ボルトに使用するねじ形状の開発および性能確認試験, 土木学会論文集 A1, Vol.70, No. 3, pp.409-417, 2014.
(DOI: <https://doi.org/10.2208/jscejsee.70.409>)
Yamaguchi T, Nagasaki E, Pan C, Kimura Y: Development of a new thread form for 1,800 N/mm² class ultra-strength bolt and its performance verification test, Journal of Japan Society of Civil Engineers, Ser. A1, Vol.70, No. 3, pp.409-417, 2014.
- [2] 木村勇次, 増田浩志, 山口隆司, 長崎英二, 森山仁志, 津崎兼彰: 1700 MPa 級超高力ボルトの力学性能に及ぼすボルト形状寸法の影響, 鋼構造論文集, Vol. 27, No.107, pp.41-50, 2020.
(DOI: https://doi.org/10.11273/jssc.27.107_41)
Kimura Y, Masuda H, Yamaguchi T, Nagasaki E, Moriyama H, Tsuzaki K: Influence of bolt shape and dimensions on mechanical property of 1700 MPa-class ultra-high strength bolt, Steel Construction Engineering, Vol. 27, No.107, pp.41-50, 2020.
- [3] 森山仁志, 木村勇次, 山口隆司, 津崎兼彰, 増田浩志, 長崎英二, 秦子策: 1700 MPa 級超高力ボルトの量産試作およびそれを用いた摩擦接合継手のすべり耐力, 鋼構造論文集, Vol. 30, No.120, pp.115-127, 2024.
(DOI: https://doi.org/10.11273/jssc.30.120_115)
Moriyama H, Kimura Y, Yamaguchi T, Tsuzaki K, Masuda H, Nagasaki E, Qin Z: Mass production trial of 1700 MPa class ultra-high-strength bolts and slip resistance of friction type bolted joints with them, Steel Construction Engineering, Vol. 30, No.120, pp.115-127, 2024.

- [4] 木村勇次, 森山仁志, 長崎英二, 山口隆司, 増田浩志, 津崎兼彰: 1700 MPa 級超高力ボルトの大気腐食環境での遅れ破壊挙動, 鋼構造論文集, Vol. 32, No.125, pp.30-44, 2025.

(DOI: https://doi.org/10.11273/jssc.32.125_30)

Kimura Y, Moriyama H, Nagasaki E, Yamaguchi T, Masuda H, Tsuzaki K: Delayed fracture behavior of 1700 MPa-class ultra-high-strength bolts under an atmospheric corrosion environment, Steel Construction Engineering, Vol. 32, No.125, pp.30-44, 2025.

- [5] 山本晃: ねじ締結の理論と計算, 養賢堂, 1970.3
Yamamoto A: Theory and calculation of threaded fasteners, Yokendo Ltd., 1970.3.

(2025 年 11 月 11 日原稿受理)