

可撓性フィラーによる引張ボルト接合継手の高強度化に関する実験的研究

Experimental study on the strengthening of bolted tensile joints with a deformable filler plate

鈴木康夫*, 山口隆司**, 中島章典***, 清水崇寛****

Yasuo Suzuki, Takashi Yamaguchi, Akinori Nakajima, Takahiro Shimizu

*博士(工学), 宇都宮大学大学院助教, 工学研究科循環生産研究部門(〒321-8585 宇都宮市陽東 7-1-2)

**博士(工学), 大阪市立大学大学院准教授, 工学研究科都市系専攻(〒558-8585 大阪市住吉区杉本 3-3-138)

***工学博士, 宇都宮大学大学院教授, 工学研究科学際先端研究部門(〒321-8585 宇都宮市陽東 7-1-2)

**** 宇都宮市, 建設部河川課河川整備グループ(〒320-8540 宇都宮市旭 1-1-5)

In the split tee joints, the prying force occurs due to the deformation of the tee flange plates, and the prying force reduces the strength of the joint. Therefore, it is very important for this type of joints to suppress the prying force. In order to make it possible to reduce the prying force of split tee joints easily, we propose to apply the sealant named as deformable filler plate for the split tee joints consists of soft rubber and steel rings. In this study, the mechanical behavior of split tee joints with the deformable filler plate is investigated experimentally. Particularly the influence of the sealant and shapes of the tee flange plates on strength and deformation of these joints are mainly discussed.

Key Words: split tee joint, prying force, sealant, deformable filler plate

キーワード: スプリットティー継手, てこ反力, シール材, 可撓性フィラー

1. はじめに

引張ボルト接合は, 他の部材接合方法と比較して, ①架設現場における品質管理が容易である, ②組立および解体が容易である, ③ボルトの穴あけ・締結作業工数が低減できる, ④景観性に優れている¹⁾などの利点を有しており, 橋梁構造物への積極的な利用が期待されている。特に, 架設現場における組立・解体作業が容易であることから, 部材の取替えおよびリサイクルリユースを前提としたサステナブル性を有する簡易組立・簡易解体橋梁の実現に貢献し得る接合形式と考えられる。

一般的に, 引張ボルト接合は, 長締め形式および短締め形式の2つに大別される。長締め形式は, ダブルフランジ形式とも呼ばれ, アンカープレートおよびリブプレート等を介して長尺高力ボルトあるいは鋼棒などで締め付けて接合する形式であり, 吊橋主塔の接合部や, 張出ブラケットの接合部などへの適用事例^{2),3)}がある。一方, 短締め形式は, エンドプレート継手, スプリットティー継手(L接合^{4),5)}もしくはT接合^{6),7)}とも呼ばれ, アンカープレートおよびリブプレート等を介さず, 接合面を有する板(以下, ティーフランジ板とする)を直接短

いボルトで締め付けて接合する形式である。短締め形式は, 少数主桁橋梁の主桁-横桁接合部などに適用された事例⁸⁾はあるが, 橋梁一次部材の接合法として適用された事例は, 長締め形式と比較して少ない。

短締め形式と長締め形式の最も大きな力学的特徴の違いは, てこ反力^{9),7)}の有無である。短締め形式では, 荷重作用線とボルト軸心とが一致しないため, ティーフランジ板には曲げが作用し, 接合面にてこ反力が発生する。ボルト軸力は, てこ反力と載荷荷重との和に等しくなるため, 接合部の強度は, ボルト自身の強度と比べ, てこ反力分だけ低くなる。一方, 長締め形式では, 接合部がアンカープレートおよびリブプレートで補剛されているため, てこ反力はほとんど発生しない。このため, 一次部材の接合法として引張ボルト接合を利用する場合, 短締め形式では接合部の強度が不足するケースが多く, 長締め形式と比較して一次部材接合部への適用事例が少ない原因の一つになっていると考えられる。

したがって, 図-1(a)に示すように構造が簡単な短締め形式の適用範囲を拡大するためには, てこ反力を抑制し, 高強度化することが重要である。

てこ反力は, 一般的に, ティーフランジ板を厚板化あ

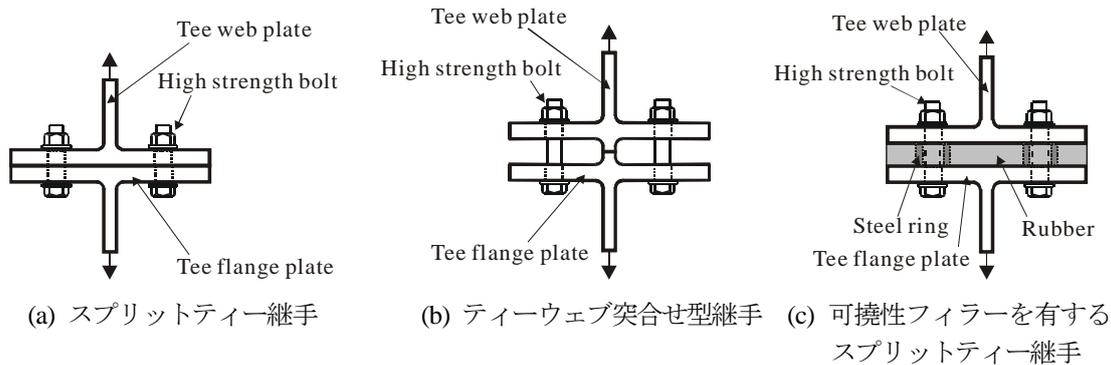
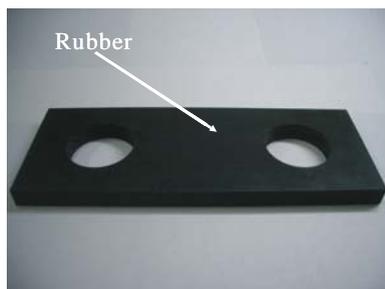
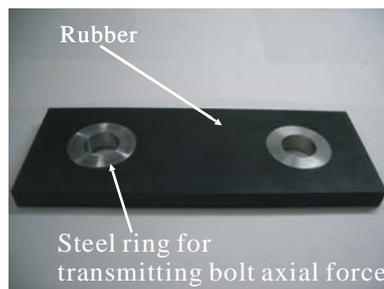


図-1 短縮め形式引張ボルト接合



(a) ゴム製フィラー



(b) 鋼製リングを有するゴム製フィラー

写真-1 スプリットティー継手用可撓性フィラー

るいは補剛することにより低減できることが知られている。また、図-1 (b) に示すように、ティーウェブ直下にスペーサー等を入挿することにより、ティーウェブ直下以外の接合面に接触を発生させない形状（以下、ティーウェブ突合せ型継手とする）とした場合も、てこ反力が低減し、継手強度および疲労強度が上昇することが報告されている^{9), 10)}。

しかし、ティーフランジ板の厚板化によりてこ反力を抑制するには、ティーフランジ板を極厚にする必要があり、ティーウェブ板との溶接に問題が生じるほか、鋼重増加につながるため、施工面や経済面で問題がある。また、ティーウェブ突合せ型継手とした場合、使用材片数、鋼重、および溶接線長の増加を招くため、合理的な方法であるとは言いがたい。さらに、ティーウェブ突合せ型継手の場合、接合面およびボルトへの浸水や、それに起因する発錆の問題が懸念される。これに対し、著者らは、図-1 (c) に示すように、スプリットティー継手の接合面間に写真-1 に示す可撓性フィラーを挿入する方法を提案している^{11), 12)}。

本研究では、著者らが提案している可撓性フィラーによるてこ反力低減効果を確認することを目的に、スプリットティー継手およびティーウェブ突合せ型継手を対象に、縮尺モデル実験供試体を用いた引張力载荷試験を行った。そして、実験結果を基に、継手形状の違い、接合面間の可撓性フィラーの有無、および、その硬度の違いが、継手強度および離間特性に与える影響を検討した。

また、可撓性フィラーを有するスプリットティー継手

およびティーウェブ突合せ型継手におけるボルトのリラクゼーション特性を確認するため、リラクゼーション試験も行った。

2. 引張力载荷試験

2.1 実験供試体

本実験では、表-1 に示す 13 体の実験供試体を使用した。

実験供試体名の最初の英字およびそれに続く数字は、それぞれ継手形状（T：スプリットティー継手、F：ティーウェブ突合せ型継手）およびティーフランジ板厚（単位：mm）を表している。また、それらに続く英字（R および RW）は、接合面間に可撓性フィラーを有する実験供試体を表しており、R は写真-1 (a) に示すようなゴム材のみから成るフィラーを、RW は同(b) に示すようなゴム材とボルト軸力伝達のための鋼製リングとから成るフィラーを有することを表している。さらに、ハイフンに続く数字（60, 80, および 90）は、可撓性フィラーに用いたゴム材の硬度（Hs 硬度）を表している。

実験供試体の寸法を図-2 に示す。実験供試体の寸法は、既往の研究結果¹¹⁾ を参照比較できるように、実構造物の 1/2 を想定して決定し、使用ボルトの呼び径は M12 とした。なお、呼び径 M12 の高力ボルトの入手が困難であったため、普通ボルト（強度区分：10.9）を使用した。ティーフランジ板厚は、橋梁用高力ボルト引張接合設計指針(案)（以下、JSSC 指針案とする）¹³⁾ を参考にして決

表-1 実験供試体一覧

供試体名	ティーフランジ板厚 t_f [mm]	継手形式	ゴム硬度	鋼製リング
T12	12	スプリットティ	—	—
T12R-60	12	スプリットティ	Hs60	—
F12	12	ティーウェブ突合せ	—	—
F12R-60	12	ティーウェブ突合せ	Hs60	—
T19	19	スプリットティ	—	—
T19R-60	19	スプリットティ	Hs60	—
F19	19	ティーウェブ突合せ	—	—
F19R-60	19	ティーウェブ突合せ	Hs60	—
F19R-80	19	ティーウェブ突合せ	Hs80	—
F19R-90	19	ティーウェブ突合せ	Hs90	—
T19RW-60	19	スプリットティ	Hs60	SS400
T19RW-80	19	スプリットティ	Hs80	SS400
T19RW-90	19	スプリットティ	Hs90	SS400

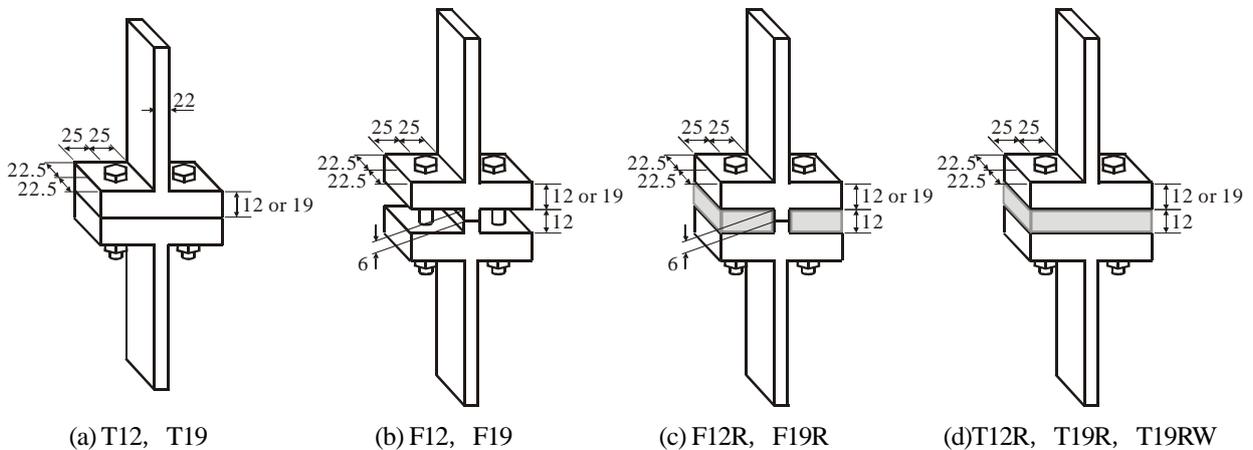


図-2 引張力載荷実験に用いた実験供試体の寸法 (単位: mm)

表-2 実験供試体に用いた鋼材の材料特性

材質	降伏強度 [MPa]	引張強度 [MPa]	ヤング係数 [GPa]	ポアソン比	降伏軸力 [kN]	破断軸力 [kN]
SM490Y (12 mm)	335	510	202	0.28	—	—
SM490Y (19 mm)	326	501	205	0.28	—	—
Bolt (Grade 10.9)	1014	1093	—	—	84.9	91.5

定した。ティーフランジ板厚 12 mm は、JSSC 指針案に規定されている最小板厚である。ティーフランジ板厚 19 mm は JSSC 指針案に示されている、てこ反力算定式⁶⁾により算出されるてこ反力係数が零と算出される板厚 (22 mm) を下回る板厚であり、スプリットティー継手の継手強度がてこ反力の影響を受ける板厚である。本研究では、可撓性フィラーによるてこ反力の低減効果を検討することに主眼を置いているため、継手の力学挙動がてこ反力の影響を受けるティーフランジ板厚のみを対象としている。ティーフランジ板長さ (50 mm)、ティーフランジ板幅 (45 mm)、およびボルト孔の縁端距離 (ティーフランジ板長さ方向: 25mm, ティーフランジ板幅方向: 22.5 mm) は、すべての実験供試体で同一としている。また、ティーウェブ板については、実験供試体が破壊に至るまで、降伏しないよう、その板厚を 22 mm とした。

ティーウェブ板およびティーフランジ板には、SM490Y 材を使用し、これらを完全溶け込み溶接により組み立てた。なお、スプリットティー継手においては、ティーウェブ板に K 形開先を設け、ティーウェブ突合せ型継手においては、ティーフランジ板に K 形開先を設けた。また、これらの溶接の際に生じた初期変形は、加熱処理により除去し、ティーウェブ板とティーフランジ板との直角度を確保している。

可撓性フィラーにはクロロプレングムを使用し、その板厚は、既往の研究¹¹⁾を参照し、载荷中にティーフランジ板先端部が互いに接触しないよう、12 mm としている。また、可撓性フィラー内に設けたボルト軸力伝達用リングは、その断面寸法を M12 用座金と同一サイズとし、丸鋼 (SS400 材) より切削加工して製作した。

実験供試体に用いた鋼材およびボルトの主な材料特性



写真-2 実験供試体の破壊状況

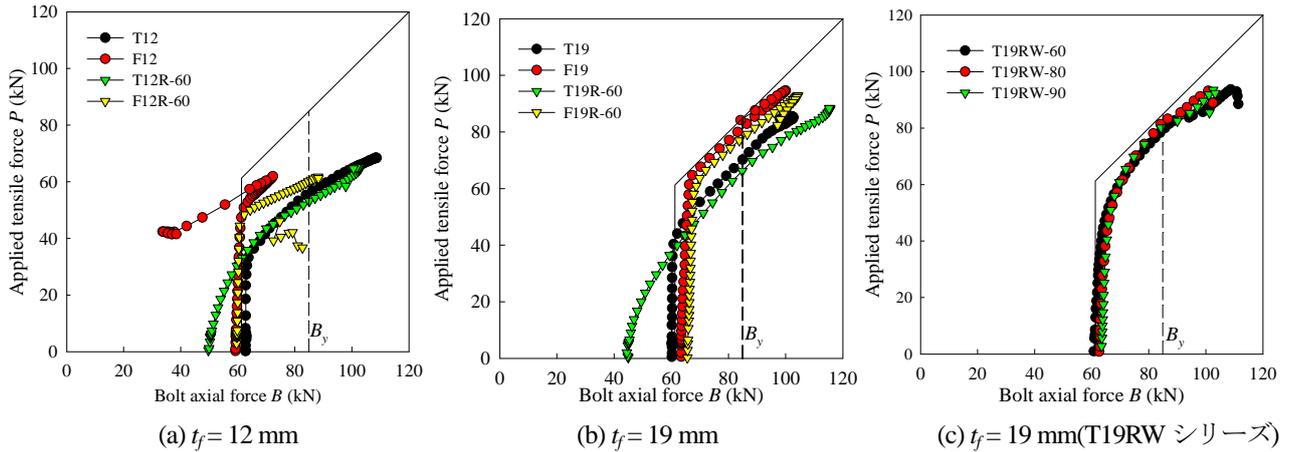


図-3 荷重-ボルト軸力関係

値は表-2に示すとおりである。

2.2 実験方法および計測項目

本実験では、2,000 kN 万能試験機を用い、ボルトあるいはティーフランジ板とティーウェブ板との溶接部が破断に至るまで、引張力を単調漸増载荷した。

初期ボルト軸力は、ボルトヘッド表面に貼り付けた3軸ひずみゲージにより計測されるひずみ値を確認しながら、トルクレンチにより導入した。なお、初期ボルト軸力は、M12に対する規定が土木構造物の設計基準には存在しないため、建築構造物の設計基準である高力ボルト接合設計施工指針¹⁴⁾をもとに、その標準導入軸力(61.2kN)を目標導入軸力とした。

計測項目は、载荷引張荷重、ボルト軸力、継手面離間量とした。なお、ボルト軸力は、ボルトヘッド表面のひずみ値より換算する方法により測定し、実験前に予め全てのボルトに対してキャリブレーションを行った。また、継手面間の離間量の測定には、亀裂開口変位を測定するためのクリップ式変位計を用いた。

2.3 実験結果および考察

(1) 終局状態

実験供試体の破壊状況の例を写真-2に示す。ティーフランジ板厚 12 mm のティーウェブ突合せ型継手(実験供試体 F12 および F12R-60)を除く実験供試体では、写

真-2(a)に示すように、ボルトの破断により終局状態に至った。ボルトは不完全ネジ部付近あるいはナットとネジ部との噛み合い部付近より破断していた。一方、実験供試体 F12 および F12R-60 では、写真-2(b)に示すように、ボルトが破断する前にティーウェブ板とティーフランジ板との溶接部で破断した。

载荷実験終了後の残留変形については、全ての実験供試体でティーフランジ板に写真-2(c)に示すような残留変形がみられ、特に、ティーフランジ板の薄い実験供試体では、顕著な残留変形が認められた。

(2) 荷重-ボルト軸力関係

荷重とボルト軸力との関係を、ティーフランジ板厚ごとに図-3に示す。図の縦軸は、ボルト一本あたりの载荷荷重を表しており、ティーウェブに作用する引張力の1/2をプロットしている。また、横軸はボルトヘッド表面に貼り付けたひずみゲージの計測値により換算されたボルト軸力を表している。図中には、参考のために、ティーフランジ板を剛と仮定した場合、すなわち、てこ反力が発生しない場合の荷重とボルト軸力との関係を実線でプロットしている。さらに、ボルト降伏軸力(B_y)も破線でプロットしている。なお、ボルト降伏軸力は、ミルシートに記載された値を用いている。

降伏限界状態および終局限界状態における载荷荷重、ボルト軸力、および、てこ反力係数(p)を表-3にまとめる。なお、本論文では、ボルト軸力が表-2に示した

表-3 降伏限界状態および終局限界状態におけるてこ反力係数

実験供試体名	降伏限界状態			終局限界状態		
	載荷荷重 P_y (kN)	ボルト軸力 B (kN)	てこ反力係数 p_y	載荷荷重 P_u (kN)	ボルト軸力 B (kN)	てこ反力係数 p_u
T12	56.1	85.1	0.52	68.5	108.5	0.58
T12R-60	53.1	85.1	0.60	65.3	102.6	0.57
F12 ^{*注1, 2}	—	—	—	61.9	72.3	0.17
F12R-60 ^{*注2}	60.2	84.9	0.41	61.8	88.4	0.43
T19	70.2	84.9	0.21	85.7	101.9	0.19
T19R-60	66.9	85.5	0.28	88.4	115.5	0.31
F19	81.6	84.9	0.04	94.6	99.9	0.06
F19R-60	77.9	84.9	0.09	92.9	104.3	0.12
F19R-80	80.0	86.0	0.07	94.5	101.9	0.08
F19R-90	80.7	85.1	0.05	93.1	96.8	0.04
T19RW-60	79.6	85.2	0.07	94.0	109.2	0.16
T19RW-80	82.7	85.4	0.03	93.2	100.9	0.08
T19RW-90	80.6	85.3	0.06	94.3	103.6	0.10

*注1 : 実験供試体 F12は, ボルト降伏前に溶接部で破断

*注2 : 実験供試体 F12およびF12R-60は, ボルト破断前に溶接部で破断

降伏軸力に達した状態を降伏限界状態と定義し, 最大荷重時を終局限界状態と定義している. なお, 実験供試体 F12 については, ボルトが降伏に至る前にティーウェブ板とティーフランジ板との溶接部が破断したため, 降伏限界状態における載荷荷重, および, てこ反力係数は記載していない. 表中のてこ反力係数 (p_y および p_u) は, それぞれ式 (1a) および式 (1b) で定義している.

$$p_y = \frac{B}{P_y} - 1 \quad (1a)$$

$$p_u = \frac{B}{P_u} - 1 \quad (1b)$$

ここに,

p_y : 降伏限界状態時のてこ反力係数

p_u : 終局限界状態時のてこ反力係数

B : ボルト軸力 (ただし, $B \geq P$)

P_y : ボルト降伏時の載荷荷重 (ボルト一本あたり)

P_u : 最大載荷荷重 (ボルト一本あたり)

図-3(a) および表-3 より, ティーフランジ板の薄いスプリットティー継手では, 荷重-ボルト軸力曲線が, ティーフランジ板を剛と仮定した場合の曲線を大きく下回っており, てこ反力が大きいことが確認できる. 実験供試体 T12 の降伏限界状態および終局限界状態におけるてこ反力係数は, それぞれ 0.52 および 0.58 となっており, 他の実験供試体と比較して大きい.

実験供試体 T12 と F12 とを比較すると, 終局限界状態におけるてこ反力係数は F12 の方が T12 のそれより大きいにもかかわらず, 載荷荷重は F12 の方が T12 のそれより小さくなっている. これは, 実験供試体 F12 では, ボルトが降伏する以前にティーウェブ板とティーフランジ

板との溶接部が破断したためであり, 終局限界状態におけるボルト軸力が小さく, 継手の破壊モードが他の実験供試体と違っていたためである. 一般に, てこ反力が小さい場合, ティーウェブ板とティーフランジ板との接合部の作用曲げモーメントは大きくなることが知られている¹³⁾. ティーフランジ板の薄いティーウェブ突合せ型継手 (実験供試体 F12 および F12R-60) では, 実験供試体 T12 および T12R-60 と比べて, てこ反力が抑制される一方, ティーウェブ板とティーフランジ板との接合部の作用曲げモーメントが大きくなり, ボルトが破断する前に溶接部が破断し, 終局荷重が小さくなったと考えられる.

また, 図-3(a) より, 実験供試体 T12R-60 の初期ボルト軸力が他の実験供試体と比較して小さいことがわかる. これは, 実験供試体 T12R-60 の接合面間には, ゴム材のみから成る可撓性フィラーが挿入されているためであり, ボルト締結中の可撓性フィラーの縮み量が著しく, 所定のボルト軸力を導入できなかったためである. また, 実験供試体 T12 と T12R-60 とを比較すると, これらの荷重-ボルト軸力曲線は, ボルト軸力が 60 kN を超えたあたりから概ね一致しており, ゴム材のみから成る可撓性フィラーを挿入しても, てこ反力の低減効果はないことがわかる. これは, ゴム材のみから成る可撓性フィラーを挿入した場合, ゴム材の著しい圧縮変形にともなって, ゴム材の見かけの硬度が高くなったためと考えられる.

図-3(b) および表-3 より, 実験供試体 F19 および F19R-60 では, てこ反力が殆ど発生していないことがわかる. これは, ティーウェブ突合せ型継手とすることにより, ティーフランジ板先端部分は互いに接触しないためである. また, ティーウェブ突合せ型継手にゴム材のみから成る可撓性フィラーを挿入しても, その影響は殆どないと言える.

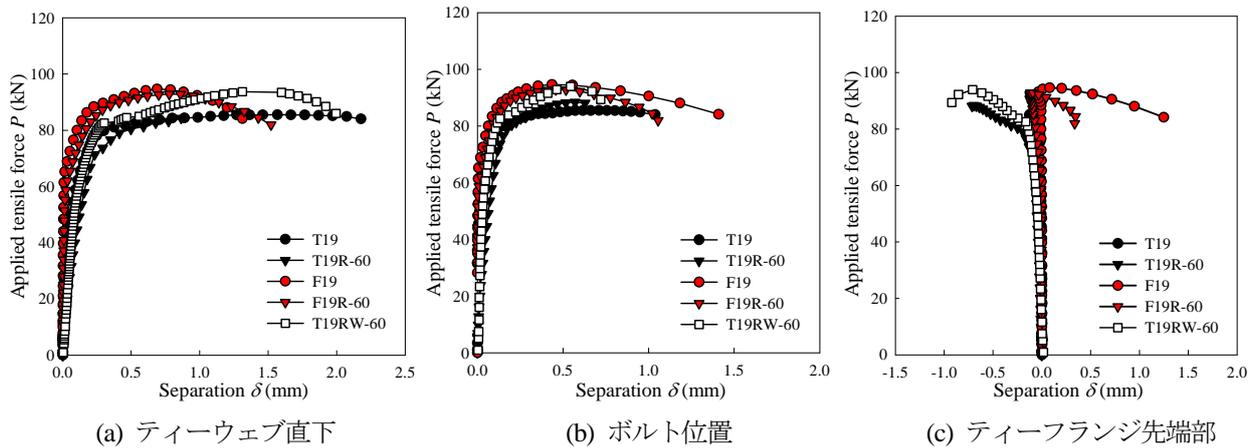


図-4 荷重-離間量関係

表-4 降伏限界状態および終局限界状態における接合面離間量

実験供試体名	降伏限界状態			終局限界状態		
	ティーウェブ位置 (mm)	ボルト位置 (mm)	ティーフランジ先端 (mm)	ティーウェブ位置 (mm)	ボルト位置 (mm)	ティーフランジ先端 (mm)
T12	0.10	0.02	-0.01	1.02	0.29	-0.06
T12R-60	0.47	0.13	-0.28	2.19	0.58	-1.15
F12	—	—	—	1.98	0.39	-1.61
F12R-60	1.07	0.17	-1.37	2.30	0.45	-2.90
T19	0.10	0.03	-0.01	1.51	0.68	-0.08
T19R-60	0.16	0.09	-0.07	—	0.57	-0.70
F19	0.07	0.04	-0.01	0.72	0.47	0.11
F19R-60	0.09	0.06	-0.04	0.81	0.48	-0.11
F19R-80	0.05	0.03	0.01	0.40	0.26	0.03
F19R-90	0.05	0.05	0.00	0.39	0.41	0.36
T19RW-60	0.18	0.08	-0.10	1.38	0.54	-0.71
T19RW-80	0.14	0.04	-0.10	0.98	0.35	-0.51
T19RW-90	0.22	0.08	-0.16	1.63	0.57	-0.82

一方、実験供試体 T19 と T19R-60 とを比較すると、ティーフランジ板厚が 12 mm の場合と同様に、両者の荷重-ボルト軸力曲線の差異は殆どなく、スプリットティー継手にゴム材のみから成る可撓性フィラーを挿入する効果は認められないと言える。

最後に、図-3(c)より、実験供試体 T19RW シリーズでは、所定の初期ボルト軸力が導入されていることが確認できる。これは、接合面間にゴム材とボルト軸力伝達のための鋼製リングとで構成される可撓性フィラーを挿入したためであり、ボルト周辺部に配置した鋼製リングにより、ボルト軸力が適切に伝達されたためと考えられる。実験供試体 T19RW シリーズでは、降伏限界状態におけるてこ反力係数は 0.03~0.07 程度と小さく、てこ反力が殆ど発生していないことがわかる。これは、実験供試体 T19RW シリーズの場合、接合面間の接触力の殆どは、可撓性フィラー内の鋼製リングのみで伝達され、ティーフランジ板先端部付近では、鋼材よりも軟らかいゴム材が存在することにより、てこ反力が抑制されたものと考えられる。

なお、実験供試体 T19RW-60、T19RW-80、および

T19RW-90 の荷重-ボルト軸力曲線は、殆ど一致しており、Hs 硬度 60~90 程度のゴム材を用いた場合には、ゴム硬度は継手の挙動に殆ど影響を与えないことが確認できる。

(3) 荷重-離間量関係

荷重と接合面離間量との関係を、離間量計測位置ごとに図-4に示す。また、降伏限界状態および終局限界状態における接合面離間量を表-4にまとめる。

図の縦軸は、ボルト一本あたりの載荷荷重を表しており、ティーウェブに作用する引張力の 1/2 をプロットしている。また、横軸はクリップ式変位計により計測されたティーフランジ板間の相対変位を示している。なお、ティーフランジ板厚が 12 mm の場合と 19 mm の場合とで、荷重-離間量関係の傾向に顕著な差異は見られなかったため、ティーフランジ板厚が 19 mm の場合の結果のみを例として図中に示している。また、実験供試体 T19RW-60、T19RW-80、および T19RW-90 の荷重-離間量曲線には殆ど差異が見られなかったため、例として T19RW-60 のみを図中に示している。

図-4(a)より、スプリットティー継手（実験供試体

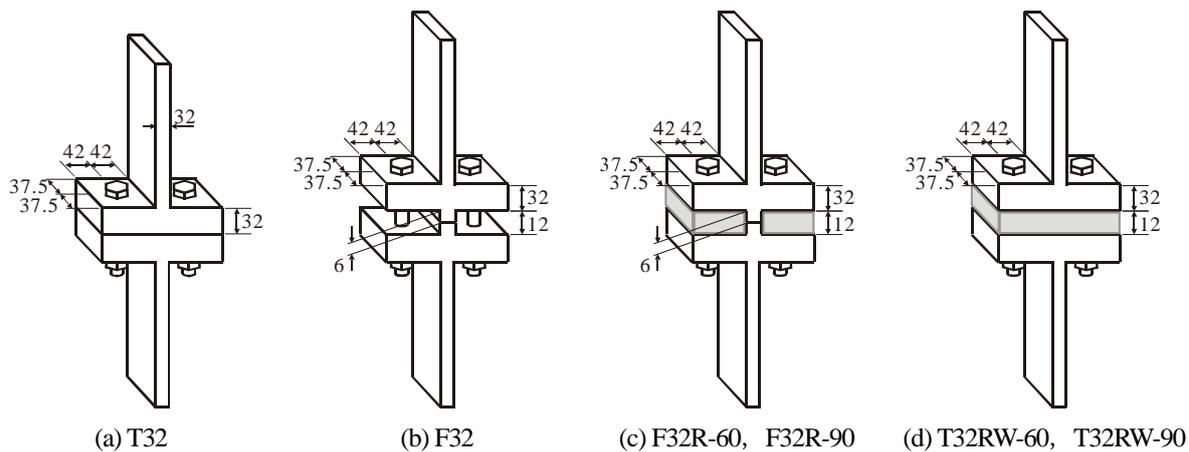


図-5 リラクゼーション試験に用いた実験供試体の寸法 (単位: mm)

T-19, T19R-60, および T19RW-60) では、載荷荷重が 40 kN 程度に達した時にティーウェブ直下に離間が発生しているのに対し、ティーウェブ突合せ型継手 (実験供試体 F19 および F19R-60) の場合は、載荷荷重がボルトの初期導入軸力と同程度の約 60 kN に達するまで離間が発生しておらず、スプリットティー継手と比べて初期離間剛性が高いことがわかる。これは、ティーウェブ突合せ型継手の場合、接合面間の接触力はティーウェブ直下に集中して発生しているため、載荷荷重がボルトの初期軸力を超えるまで離間が発生しなかったためと考えられる。一方、スプリットティー継手の場合、接合面間の接触力は、接合面間の広範囲にわたって発生しており、ティーウェブ直下付近における接触力は、ティーウェブ突合せ型の場合と比較して小さいため、離間発生荷重も低くなったと考えられる。

実験供試体 T19 と T19RW-60 とを比較すると、載荷荷重が 80 kN に達するあたりから、実験供試体 T19RW-60 のティーウェブ直下における離間量は小さくなっているものの、初期の離間量の変化特性に顕著な差異は見られない。これは、実験供試体 T19RW-60 の場合、ティーウェブ直下には接合面間にゴム材が存在するため、初期接触力の殆どは、ボルト周辺部に配置された鋼製リングのみを介して伝達されるため、実験供試体 T19 と比べて、ティーウェブ直下の初期接触力が小さかったためと考えられる。

また、図より、実験供試体 T19RW-60 の初期離間剛性は、実験供試体 F19 および F19R-60 のそれらと比較すると小さくなっていることが確認できる。一方、表-4 より、終局限界状態時のティーウェブ直下における接合面間離間量は、実験供試体 T19RW-60 の方が、実験供試体 F19 および F19R-60 と比較して、それぞれ約 1.9 倍および 1.7 倍程度高いことが確認できる。したがって、ゴム材と鋼製リングから成る可撓性フィラーを有するスプリットティー継手の方が、ティーウェブ突合せ型継手よりも延性的な破壊形態を呈し、エネルギー吸収能にも優れた継手形式であると考えられる。

実験供試体 T19R-60 に着目すると、ティーウェブ直下における接合面間離間量は、他の実験供試体と比較して大きくなっている。これは、先にも述べたように、実験供試体 T19R-60 では、接合面間にゴム材のみから成る可撓性フィラーが挿入されており、規定の初期ボルト軸力が適切に導入できなかったためである。

次に、図-4 (b) より、いずれの実験供試体においても、ボルト位置における接合面間離間量は、ティーウェブ直下におけるそれと比べて小さくなっているが、各実験供試体間の差異については、図-4 (a) に示したティーウェブ直下における離間特性と同様の傾向であることが確認できる。

最後に、図-4 (c) より、実験供試体 T19R-60 および T19RW-60 のティーフランジ板先端部の接合面間離間量は、負の値となっており、ティーフランジ板表面間の距離が縮まっていることが確認できる。

3. ボルトのリラクゼーション試験

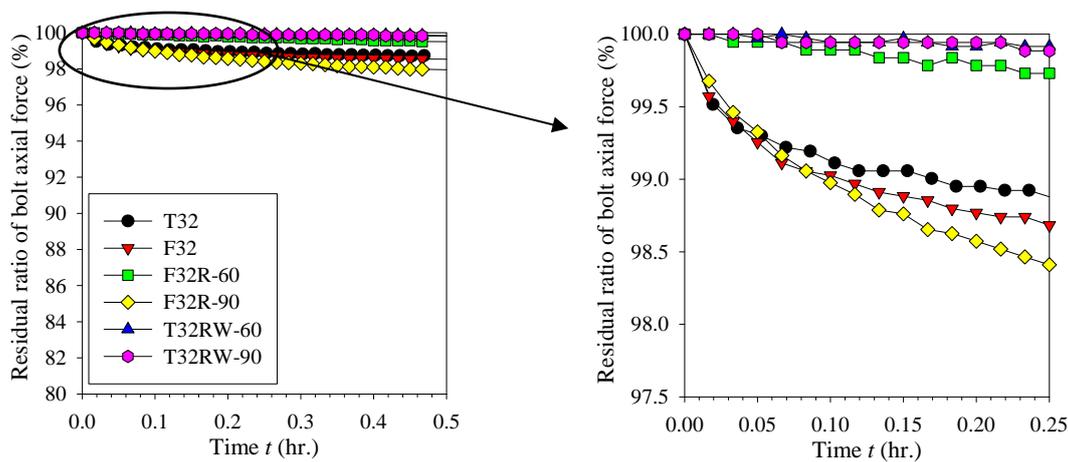
3.1 実験供試体および実験方法

ボルトのリラクゼーション試験に用いた実験供試体の寸法を図-5に示す。

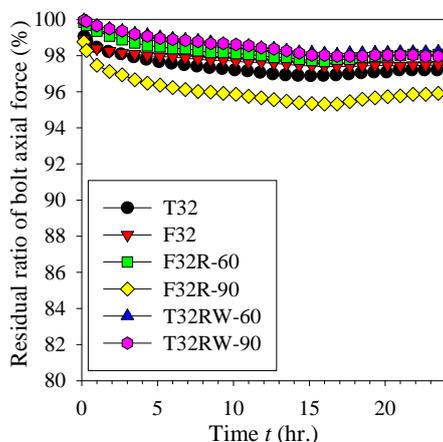
前章で述べた引張力載荷実験では、縮尺率を 1/2 と想定した縮尺モデル実験供試体を使用したため、M12 普通六角ボルトを使用した。しかし、橋梁部材接合用として一般に使用される高力ボルトのリラクゼーション特性は、普通六角ボルトのそれとは異なることが予想されるため、ここでは、F10T 高力ボルトを使用することとし、呼び径は M20 とした。

ティーフランジ板厚およびボルトの縁端距離は、それらの寸法とボルト径との比が、縮尺モデル実験供試体と同一になるように決定した。なお、可撓性フィラーの板厚およびティーウェブ突合せ型継手のティーウェブ突合せ長さについては、縮尺モデル実験供試体と同一とし、12 mm としている。

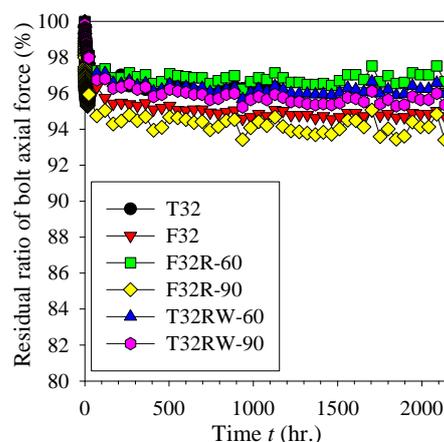
計測項目はボルト軸力のみとし、ボルト締結後 30 分



(a) 締結後 30 分以内



(b) 締結後 24 時間以内



(c) 締結後 90 日間以内

図-6 ボルト軸力の経時変化

表-5 ボルトの残存軸力一覧 (単位: kN)

経過時間	T32		F32		F32R-60		F32R-90		T32RW-60		T32RW-90	
	Bolt 1	Bolt 2	Bolt 1	Bolt 2	Bolt 1	Bolt 2	Bolt 1	Bolt 2	Bolt 1	Bolt 2	Bolt 1	Bolt 2
30分	182.6	184.2	173.9	170.2	(96.3)	184.2	178.8	184.9	172.9	177.9	(112.3)	171.8
1時間	182.0	183.8	173.5	170.1	(95.4)	183.9	178.1	183.7	172.5	177.6	(112.0)	171.5
24時間	179.1	182.0	170.8	169.6	(89.2)	181.5	176.5	179.7	169.5	175.6	(108.0)	168.6
7日	178.4	182.0	167.9	165.3	(82.6)	179.3	174.6	175.4	165.4	173.9	(103.5)	165.7
60日	176.8	181.4	166.5	163.9	(78.7)	178.4	174.6	172.9	163.1	173.8	(100.9)	164.0
90日	175.9	181.3	166.6	164.1	(79.1)	178.8	174.6	172.4	162.8	174.1	(101.1)	164.0

※注:括弧内の数値は参照値.

間は1分間隔,その後24時間経過までは5分間隔,その後は24時間間隔で90日間計測した.ボルト軸力は,ボルト軸心部に埋め込んだボルト軸力測定ゲージを用いて測定し,ひずみゲージのリード線抵抗,接触抵抗,およびリード線の温度変化による影響を受けないよう,1ゲージ4線式ひずみ測定法¹⁵⁾を使用した.

ボルトの導入軸力は,M20(F10T)の設計ボルト軸力の1割増である180kNを標準導入軸力とし,ボルト軸力ゲージより出力されるひずみ値を参照しながらトルクレンチにより導入した.ただし,実験供試体F32R-60およびT32RW-90については,ボルト締結作業中に,ボルト

軸力ひずみゲージに不具合が生じたため,これらのボルトについては,トルクレンチに表示されるトルク値を参照しながら締結した.なお,実験に先立ち,全てのボルトに対してキャリブレーションを行い,ボルト軸力とひずみ値との関係を同定している.

3.2 測定結果および考察

リラクゼーション試験の結果を,ボルト締結後30分経過時以内,24時間経過時以内,および90日間経過時以内に分けて図-6に示す.また,各計測時点における残存ボルト軸力を表-5にまとめる.

図の縦軸および横軸は、それぞれ、2本のボルトの平均軸力を導入軸力で無次元化したボルト軸力残存率(%)および経過時間(hr.)を表している。ただし、実験供試体 F32R-60 および T32RW-90 については、ボルト締結作業中に、ボルト軸力ひずみゲージに不具合が生じたため、これらの供試体については、片側のみのボルト軸力をプロットしている。表中の括弧書きの数値は、不具合が生じたひずみゲージによる計測値である。

図-6および表-5より、全ての実験供試体において、ボルト締結後24時間目までに徐々にボルト軸力が低下し、24時間経過後は、経過時間に伴うボルト軸力の変動は非常に小さいことがわかる。90日経過時点でのボルト軸力残存率は、93.5%~96.6%となっており、全ての実験供試体でボルト軸力低下率が10%以内におさまっていることが確認できる。

各実験供試体間でのボルト軸力低下傾向の差異は、図-6(a)に示すように、特にボルト締結直後において顕著であった。ゴム材と鋼製リングから成る可撓性フィラーを有するスプリットティー継手(実験供試体 T32RW-60 および T32RW-90)は、他の実験供試体と比較して、初期のボルト軸力低下量が小さい結果となっている。しかしながら、ボルト締結後24時間経過時には、これらの実験供試体のボルト軸力低下量は、他の実験供試体と同程度になっている。また、他の実験供試体についても、ボルト締結後24時間経過時以後におけるボルト軸力低下の傾向は、各実験供試体間でばらつきはみられるものの、継手形状および可撓性フィラーの有無によると思われる影響は明確にはみられない。

したがって、実験室内におけるボルトのリラクゼーション結果を基に判断すると、可撓性フィラーを有するスプリットティー継手のボルトのリラクゼーション特性は、従来のスプリットティー継手と殆ど差異はないと考えられるが、実構造物への適用を考慮すると、可撓性フィラーに用いたゴム材の紫外線劣化など、使用環境条件による影響も考えられるため、今後は、屋外における暴露試験あるいは環境促進試験により、可撓性フィラープレートの使用耐久性についても検討していく必要がある。

4. 結論

本研究では、短締め形式引張ボルト接合継手のてこ反力を容易に低減できる方法として提案されている、可撓性フィラーを有する引張ボルト接合の力学的挙動を確認することを目的に、継手形状の違い、接合面間の可撓性フィラーの有無、および、その硬度の違いが、継手強度および離間特性に与える影響を実験的に検討した。また、それらの継手におけるボルトのリラクゼーション特性についても確認した。

本研究で得られた主な成果と今後の課題を以下にまと

める。

- (1) ティーウェブ板直下のみに接触力を発生させるティーウェブ突合せ型継手においては、てこ反力は殆ど発生せず、スプリットティー継手と比較して継手強度および離間剛性が高いことを確認した。
- (2) スプリットティー継手の接合面間に、ゴム材のみから成る可撓性フィラーを挿入した場合、ボルト締結時において、ゴム材に著しく圧縮変形が生じるため、所定の初期ボルト軸力を適切に導入できず、てこ反力も低減できないことがわかった。
- (3) スプリットティー継手の接合面間に、ゴム材とボルト軸力伝達用の鋼製リングで構成される可撓性フィラーを挿入した場合、初期ボルト軸力は適切に導入でき、てこ反力も殆ど発生しないことを確認した。
- (4) ゴム材とボルト軸力伝達用の鋼製リングで構成される可撓性フィラーを挿入したスプリットティー継手の初期離間剛性は、ティーウェブ突合せ型継手の初期離間剛性と比較して小さくなるものの、最大荷重時の離間量は大きく、より延性的な破壊形態を呈することがわかった。
- (5) 可撓性フィラーを構成するゴム硬度は、本研究で用いた Hs60~Hs90 の範囲内においては、継手の力学的挙動に与える影響は僅少であることがわかった。
- (6) 室内におけるボルトのリラクゼーション試験の結果から判断すると、可撓性フィラーを有するスプリットティー継手のリラクゼーション特性は、従来のスプリットティー継手のそれと殆ど差異はないと考えられる。
- (7) 今後は、可撓性フィラーを構成するゴム材の硬度、ボルト軸力伝達のための鋼製リングの材質および断面寸法、および可撓性フィラーの板厚をパラメータとした数値解析を実施し、これらのパラメータが継手の力学的挙動に与える影響を定量的に把握する必要がある。
- (8) また、可撓性フィラーの使用耐久性を確認するため、屋外での暴露試験、あるいは環境促進実験により、可撓性フィラーの劣化特性についても検討する必要がある。

謝辞

本研究は、科学研究費(若手研究(スタートアップ)、課題番号 18860018)の助成を受けて行った研究の一部である。本研究の実施にあたり、神鋼ボルト株式会社の鎌形吉伸氏には、実験で使用したボルトを提供いただくなど、多大なご協力を得た。また、株式会社東京測器研究所からは、リラクゼーション試験に使用した1ゲージ4線式ひずみ測定のための計測機器一式を貸与して頂いた。ここに記して、関係各位に謝意を表する。

参考文献

- 1) 工藤伸司, 伊藤昭夫, 金子達哉, 山口 慎, 小林博之: 腹板に適用した L 接合形式の高力ボルト引張接合の挙動と設計法, 鋼構造年次論文報告集, 第 12 卷, 日本鋼構造協会, pp. 459-466, 2004.
- 2) 大橋治一, 谷中幸和, 水川洋介, 梅田 聡: 引張接合を用いた吊橋主塔の力学特性に関する研究, 構造工学論文集, Vol.41A, 土木学会, pp. 991-1000, 1995.
- 3) アダミヤ橋プロジェクトチーム: アダミヤ橋 (イラク共和国) の設計・製作と架設, 橋梁と基礎, Vol. 18, No. 3, pp. 1-9, 1984.
- 4) 山口隆司, 鈴木康夫, 北田俊行, 秋山寿行: 高力ボルト L 型引張継手の力学的挙動に関する実験的研究, 鋼構造年次論文報告集, 第 10 卷, 日本鋼構造協会, pp.275-282, 2002.
- 5) 鈴木康夫, 山口隆司, 北田俊行: 高力ボルト L 型引張継手の終局強度と継手面接触力の変化特性, 土木学会論文集, No.780/I-70, 土木学会, pp.87-96, 2005.
- 6) 加藤 勉, 田中淳夫: 高力ボルト引張接合に関する実験的研究 (その一, ボルト初張力の影響), 日本建築学会論文報告集, Vol. 146, pp. 21-27, 1968.
- 7) 加藤 勉, 田中淳夫: 高力ボルト引張接合に関する実験的研究 (その二, 単純引張力をうける接合部の性状), 日本建築学会論文報告集, Vol. 147, pp. 33-41, 1968.
- 8) 例えば, 高橋昭一, 橋 吉宏, 志村 勉, 森下弘行, 伊藤博章, 三木千壽: 少数主桁橋の横桁取付構造に関する実験的検討, 土木学会論文集, No. 570/I-40, 土木学会, pp. 107-118, 1997.
- 9) L. P. Bouwman: Fatigue of bolted connections and bolts loaded in tension, Report 6-79-9, TU Delft., 1979.
- 10) G. Lacher: Dauerschwingversuche an axialbeanspruchten Schrauben 10.9 in T-Verbindungen, STAHLBAU, pp. 257-266, 1987.
- 11) 鈴木康夫, 山口隆司, 北田俊行: 継手面にシール材を挿入した高力ボルト引張継手の力学的挙動, 鋼構造年次論文報告集, 第 12 卷, 日本鋼構造協会, pp. 453-458, 2004.
- 12) 清水崇寛, 鈴木康夫, 中島章典, 山口隆司: 継手面にシール材を挿入した高力ボルト引張継手の実験的検討, 第 34 回土木学会関東支部技術研究発表会講演概要集, 土木学会関東支部, I-050, 2007. (CD-ROM)
- 13) 日本鋼構造協会: 橋梁用高力ボルト引張接合設計指針(案), 1993.
- 14) 日本建築学会: 高力ボルト接合設計施工指針, 丸善, 1993.
- 15) 東京測器研究所: 1 ゲージ 4 線式ひずみ測定法, 東京測器研究所製品カタログ, pp. 31-32, 2007-2008.
(2008 年 9 月 18 日受付)