

スレッドローリングねじの締付けトルクに関する実験的検討 Experimental study on the tightening torque of a thread forming screw

鈴木 博之*¹ 川邊 裕一*² ○中島 一浩*³
Hiroyuki SUZUKI Yuichi KAWABE Kazuhiro NAKAJIMA

ABSTRACT A thread forming screw can join two steel members from one side. Recently, studies on using these screws for the repair and reinforcement of steel bridges have been reported. When tightening such screws, the tightening torque should be managed with extreme care to avoid causing defective tightening. However, the appropriate tightening torque of such screws has not been well researched. In this study, we experimentally researched the tightening torque of such screws. Consequently, we found that the target tightening torque can be set by measuring the screwing torque and breaking torque for each thickness of the plate and screw diameter.

Keywords: スレッドローリングねじ, 締付けトルク, トルク管理, 締付け不良
Thread forming screw, Tightening torque, Tightening torque control, Failure tightening

1. はじめに

鋼構造物を機械的に接合する場合、構造設計上主要な部材には、高力ボルトが用いられるが、断面の小さい角形鋼管などの閉断面部材や施工上、片側からしか締付け作業が出来ない場合もある。このような場合は、片側施工用高力ボルト^[1]で締結する方法もある。

一方、非構造部材であれば、タッピンねじやドリルねじなど、片側からの締付け作業が可能で安価な接合方法もあるが、これらは比較的板厚が薄い鋼板の接合に用いられることが多い。従って、建築鋼構造物や鋼橋などで厚板を使用するような部位を片側から機械的に接合する簡便な方法が望まれている。

タッピンねじの一種であるスレッドローリングねじは、自動車をはじめとする工業分野で古くから使用されてきたが、近年、建築鋼構造物や鋼橋などへの適用を目的としたスレッドローリングねじが開発され、ねじで接合された継手の静的強度や疲労強度などの強度特性についての研究が行われている^[2]。また、建

築の非構造部材の接合^[3]や鋼橋の補修・補強^[4]に使用された例も報告されている。

高力ボルトの締付けには、トルク法やナット回転角法などの締付け方法が規定^[5]されており、適正なトルク値で軸力が管理されている。一方、スレッドローリングねじの締付け方法についての明確な規定は、著者らの知る範囲においては無い。

スレッドローリングねじは、図1のようにねじ径よりも小さな下孔をあけた鋼板に、ねじ自身がめねじを成形し、下側の鋼板がナットの役割をする締付け方法であるため、ねじの締付け不足や締め過ぎによる鋼板の破壊といった締付け不良を起こさないように、適正な締付けトルクを設定しなければならない。

本研究では、建築鋼構造物および鋼橋の接合を対象としたスレッドローリングねじの締付けトルクの実験を行い、ねじの目標締付けトルクについて考察する。また、目標締付けトルクで締付けたねじの締付け力についても検討する。

*¹工学博士 明星大学 理工学部 総合理工学科
建築学系 教授
(〒191-8506 東京都日野市程久保 2-1-1)

*²第1種正会員
(株)ロブテックスファスニングシステム
(〒103-0012 東京都中央区日本橋堀留町 1-5-11)

*³第1種正会員
修士 (株)ロブテックスファスニングシステム
(〒103-0012 東京都中央区日本橋堀留町 1-5-11)

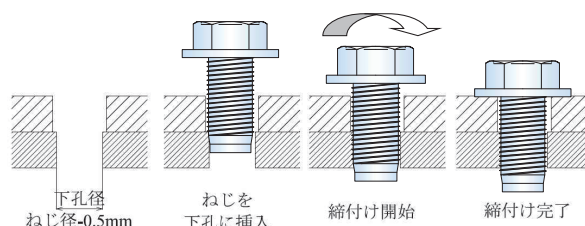


図1 スレッドローリングねじの締付け方法

2. スレッドローリングねじの特長

2.1 ねじの形状

鋼板に締付けた後のスレッドローリングねじの切断面を写真1に示す。ねじ山の形状は、メートルねじとは異なり、ねじ山の高さが0.41mm、ねじ山のピッチが1.59mmである。また、図2に示すように、一般的なスレッドローリングねじは、ねじの形状が同心円形ではないのに対し、本稿で検討するねじの断面形状は、同心円形になっている。図2のように、ねじの形状がおにぎり形の場合は、鋼板とねじはおにぎりの3頂点でしか接していないのに対して、本研究で扱う同心円形の場合は、鋼板とねじはねじ全周にわたって接している。写真2のように、ねじと鋼板が隙間なく密着しているのが分かる。

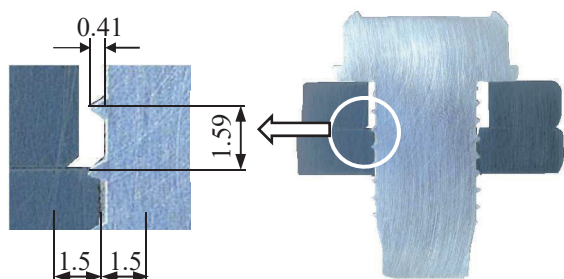


写真1 ねじの切断面

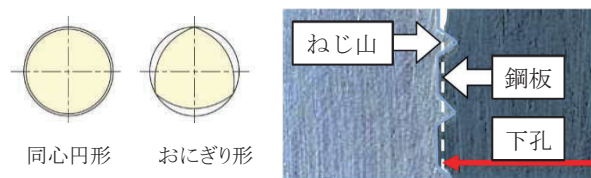


図2 ねじの断面形状

写真2 めねじの成形

2.2 めねじの成形

タッピンねじやドリルねじは、ねじ山が鋼板を切削しながらめねじを成形するが、スレッドローリングねじは写真2に示すように、ねじ山が鋼板を転造し、鋼板がねじの中心方向に盛り上がることでめねじを成形する。めねじが塑性変形で成形されるため鋼板の切粉を出さない。切削で成形されたためねじよりも強度が高いことが特長である。

2.3 ねじの硬度

スレッドローリングねじ（以下、ねじ）の材質は冷間圧造用炭素鋼 SWCH20K であり、ねじの表面硬度を大きくするために浸炭焼入れ処理を施している。写真1に示すねじの表面からねじの中心に向かって1.5mmと、めねじが成形された鋼板の表面から長手方向に1.5mmのビッカース硬さの分布を図3に示す。

ねじの表面付近の硬度は630HV0.3、ねじの表面からねじの中心方向に1.5mmの位置のビッカース硬さは196HV0.3であり、ねじの表面付近のビッカース硬さは、ねじの表面からねじの中心方向に1.5mmの位置の約3.2倍となっている。浸炭硬化層の深さは約0.6mmであり、浸炭焼入れの範囲は表面付近に限られている。

また、めねじが成形された鋼板のビッカース硬さは、表面付近で271HV0.3、表面から1.5mmの位置のビッカース硬さは165HV0.3であり、ねじの締付けによって鋼板に成形されたためねじの表面が加工硬化し、めねじの表面から鋼板の長手方向に1.5mmの位置の約1.6倍になっている。

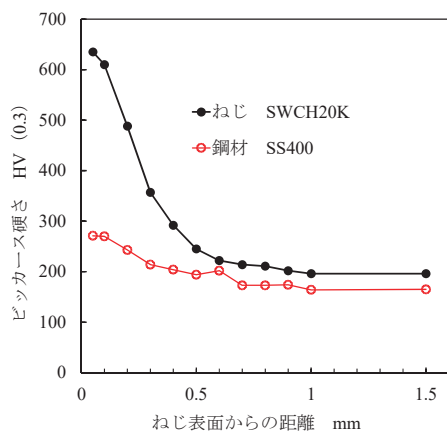


図3 ビッカース硬さの分布

3. 締付けプロセス

ねじの締付け開始から接合部の破壊までの締付けトルクTと回転角θの関係を模式的に図4に

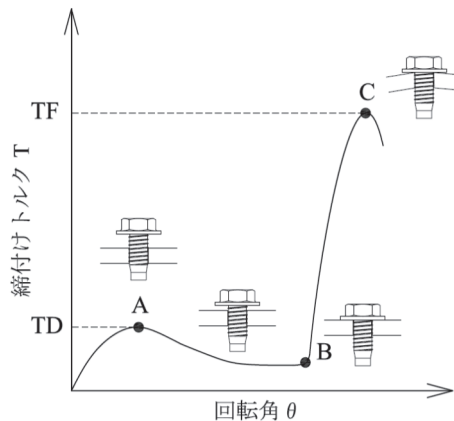


図4 締付けトルクTと回転角θの関係

示す。ねじの締付けが進み、ねじ先端のねじ山が鋼板にめねじを成形すると、ねじと鋼板の間の抵抗が増加し、締付けトルク T が上昇する。

ねじ先端のねじ山が鋼板を貫通する時に、締付けトルク T は貫通点 (A 点) となる。本稿では A 点における締付けトルク T をねじ込みトルク TD と呼ぶこととする。

ねじ先端のねじ山が鋼板を貫通すると、鋼板には全てめねじが成形された状態になるため、A 点以降は締付けトルク T が徐々に低下する。

鋼板を貫通したねじを更に締付けていくと、ねじのフランジ部分が鋼板に接する (B 点)。B 点の締付けトルク T を着座トルクと呼ぶこととする。

ねじのフランジ部分が着座した後、更に締付け続けると締付けトルク T は急激に増加し、その後、接合部に破壊が生じ (C 点)、締付けトルク T が急激に低下する。C 点における締付けトルク T を、破壊トルク TF と呼ぶこととする。

4. 目標締付けトルク

ねじの締付けには、予め締付けトルク値を設定したインパクトレンチ、ナットランナー、プリセット形トルクレンチなどが用いられる。

鋼板を締付けるには、少なくともねじのフランジ部分が鋼板に着座しなければならないので、ねじが鋼板を貫通し、確実に着座しているためには、締付けトルク T はねじ込みトルク TD より大きくなければならない。また、ねじの締め過ぎによる締付け不良を生じさせないためには、締付けトルク T は破壊トルク TF 以下でなければならない。従って、締付けトルク T は式(1)の範囲内になければならない。

$$TD < T < TF \quad (1)$$

ねじの締付けにおいて、締付けトルク T にはばらつきがある。ここで、ねじ込みトルク TD の平均値を TDav、ねじ込みトルク TD の標準偏差を σ_d とする。ねじ込みトルク TD が正規分布に従うとすると、標準偏差 σ_d の 3 倍には全データの 99.7% が含まれるので、本稿では標準偏差の 3 倍とした。

従って、締付けトルク T の最小値 Tmin は式(2)となる。

$$T_{min} = TD_{av} + 3\sigma_d \quad (2)$$

また、破壊トルク TF の平均値を TFav、破壊トルク TF の標準偏差 σ_f とし、上記と同様に標準偏差 σ_f の 3 倍とすると、締付けトルク T の最大値 Tmax は式(3)となる。

$$T_{max} = TF_{av} - 3\sigma_f \quad (3)$$

目標締付けトルク TT を仮に Tmin と Tmax の平均値に設定¹⁶⁾すると、目標締付けトルク TT は式(4)によって算出することが出来る。

$$TT = \{ (TD_{av} + 3\sigma_d) + (TF_{av} - 3\sigma_f) \} / 2 \quad (4)$$

5. 実験方法

実験に使用したねじの形状・寸法を図5に示す。ねじの外径は $\phi=8\text{mm}$ と $\phi=12\text{mm}$ の 2 種類とし

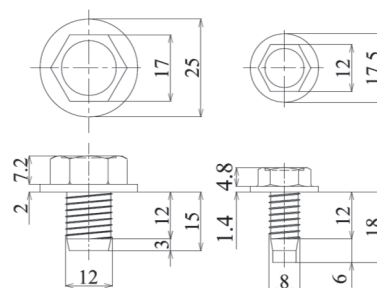


図5 ねじの形状・寸法

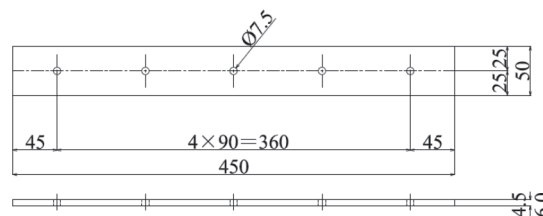


図6 ねじ径 $\phi=8\text{mm}$ の試験用鋼板

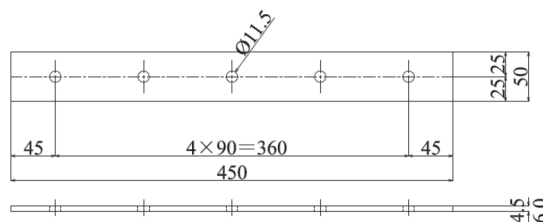


図7 ねじ径 $\phi=12\text{mm}$ の試験用鋼板

表1 試験片の機械的性質

板厚 t mm	降伏点 YP N/mm ²	引張強さ TS N/mm ²	伸び EL %
4.5	322	429	27
6.0	324	456	29

た. 締付け用の鋼板の形状を図 6, 図 7 に示す. 鋼板の板厚は $t=4.5\text{mm}$ と $t=6.0\text{mm}$ の 2 種類とし, 鋼板にはねじの外径 ϕ より 0.5mm 小さい孔をあけた. 鋼板の材質は SS400 であり, 機械的性質を表 1 に示す. 試験本数は各 5 本とした.

実施工において, ねじを用いた部材の接合では, 2 枚以上の鋼板を締付ける. また, 一般に 2 枚の鋼板を締付ける場合, 上板の孔径はねじ径よりも大きくする. 本実験では, 締付けトルク T の特性を調査できれば良いので, 締付けトルク T と回転角 θ を特定できるように, 締付け用の鋼板は 1 枚とした.

締付けには, 締付けトルク T と回転角 θ を同時に測定出来る写真 3 に示す無線式のトルクレンチを用いた. ねじ径 $\phi=8\text{mm}$ のねじには, トルク測定範囲が 5Nm から 100Nm のトルクレンチを, ねじ径 $\phi=12\text{mm}$ のねじには, トルク測定範囲が 10Nm から 200Nm のトルクレンチを用いた. 試験状況を写真 4 に示す.



写真 3 トルクレンチ



写真 4 試験状況

6. 実験結果

6.1 締付けトルクと回転角

図 8 から図 11 にねじ径が $\phi=8\text{mm}$ および $\phi=12\text{mm}$, 試験片の板厚が $t=4.5\text{mm}$ および $t=6.0\text{mm}$ の締付けトルク T と回転角 θ の測定結果の一例を示す. トルクレンチによる測定において, 締付けトルク T が小さく, トルクレンチの最小測定値を下回る値があり, この時のデータを除いてプロットされているため, 締付けから着座に至るまでの回転角 θ に差異があるが, 以下の考察に影響を及ぼすものではない.

図 8 に示すように, ねじ径 $\phi=8\text{mm}$, 試験片の板厚 $t=4.5\text{mm}$ のねじ込みトルク TD は 12Nm , 破壊トルク TF は 46Nm であり, 着座から破壊までの回転角 θ は 213 度であった. また, 破壊トルク TF はねじ込みトルク TD の 3.8 倍であった.

図 9 に示すように, ねじ径 $\phi=12\text{mm}$, 試験片の板厚 $t=4.5\text{mm}$ のねじ込みトルク TD は 26Nm , 破

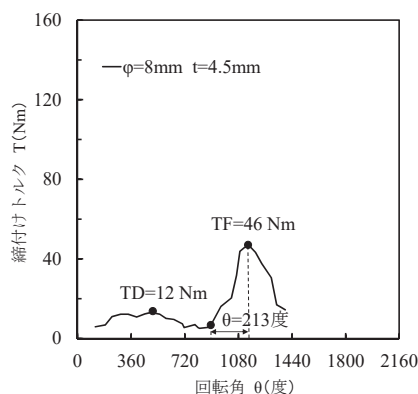


図 8 ねじ径 $\phi=8\text{mm}$, 板厚 $t=4.5\text{mm}$, 締付けトルク T -回転角 θ

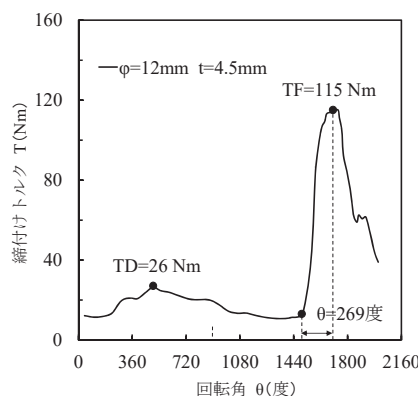


図 9 ねじ径 $\phi=12\text{mm}$, 板厚 $t=4.5\text{mm}$, 締付けトルク T -回転角 θ

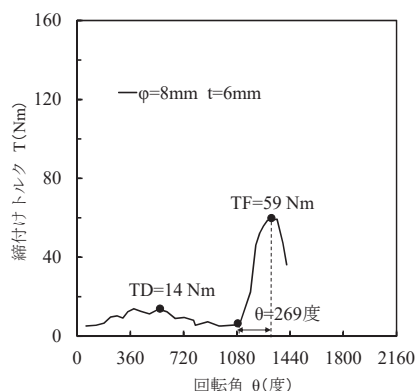


図 10 ねじ径 $\phi=8\text{mm}$, 板厚 $t=6\text{mm}$, 締付けトルク T -回転角 θ

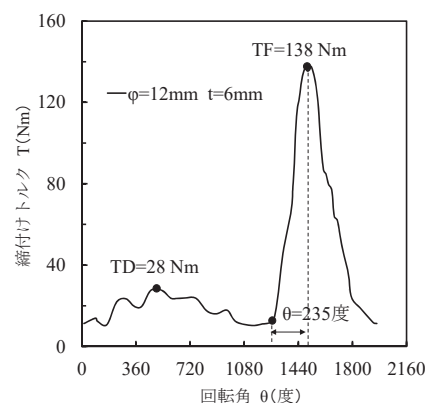


図 11 ねじ径 $\phi=12\text{mm}$, 板厚 $t=6\text{mm}$, 締付けトルク T -回転角 θ

壊トルク TF は 115Nm であり, 着座から破壊までの回転角 θ は 269 度であった. また, 破壊トルク TF はねじ込みトルク TD の 4.4 倍であった.

図 8 と図 9 を比較すると, 板厚 $t=4.5\text{mm}$ のケースでは, ねじ径 $\phi=12\text{mm}$ のねじ込みトルク TD はねじ径 $\phi=8\text{mm}$ のねじ込みトルク TD の 2.1 倍, ねじ径 $\phi=12\text{mm}$ の破壊トルク TF はねじ径 $\phi=8\text{mm}$ の破壊トルク TF の 2.5 倍になっている. ねじ径が大きくなると, ねじ込みトルク TD と破壊トルク TF は大きくなるのが分かる.

図 10 に示すように, ねじ径 $\phi=8\text{mm}$, 試験片の板厚 $t=6.0\text{mm}$ のねじ込トルク TD は 14Nm, 破壊トルク TF は 59Nm であり, 着座から破壊までの回転角 θ は 269 度であった. また, 破壊トルク TF はねじ込みトルク TD の 4.2 倍であった.

図 11 に示すように, ねじ径 $\phi=12\text{mm}$, 試験片の板厚 $t=6.0\text{mm}$ のねじ込みトルク TD は 28Nm, 破壊トルク TF は 138Nm であり, 着座から破壊までの回転角 θ は 235 度であった. また, 破壊トルク TF はねじ込みトルク TD の 4.9 倍であった.

図 10 と図 11 を比較すると, 板厚 $t=6.0\text{mm}$ のケースでは, ねじ径 $\phi=12\text{mm}$ のねじ込みトルク TD はねじ径 $\phi=8\text{mm}$ のねじ込みトルク TD の 2 倍, ねじ径 $\phi=12\text{mm}$ の破壊トルク TF はねじ径 $\phi=8\text{mm}$ の破壊トルク TF の 2.5 倍になっている. 板厚 $t=4.5\text{mm}$ の結果と同様に, ねじ径が大きくなると, ねじ込みトルク TD と破壊トルク TF は大きくなるのが分かる.

図 8, 図 10 および図 9, 図 11 をそれぞれ比べると, 同じねじ径の場合, 板厚が異なってもねじ込みトルク TD には有意な差異が認められなかった. ねじ込みトルク TD は, ねじ先端のねじ山が鋼板にめねじを成形する際に生じるトルクであり, 残りのねじ山は成形されたためねじを進むだけなので, 板厚の影響は小さいと考えられる.

一方, 同じねじ径の場合, 板厚が厚くなると破壊トルク TF は大きくなった. 破壊トルク TF は, 鋼板に成形されたためねじとねじ山の間に生じるトルクと, 着座したねじのフランジ部分と鋼板の間に生じるトルクによって板厚方向に軸力が生じて, 接合部が破壊する時のトルクであるため, 板厚の影響は大きいと考えられる.

また, 図 8 から図 11 において, 着座後に接合部が破壊するまでの回転角 θ は 213 度から 269 度であった. 着座後は, ねじが一回転することなく接合部の破壊に至っているのが分かる.

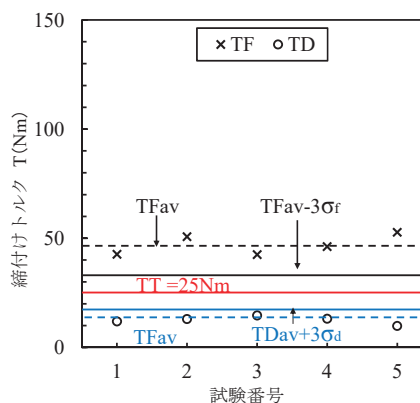


図 12 ねじ径 $\phi=8\text{mm}$, 板厚 $t=4.5\text{mm}$ の締付けトルク T

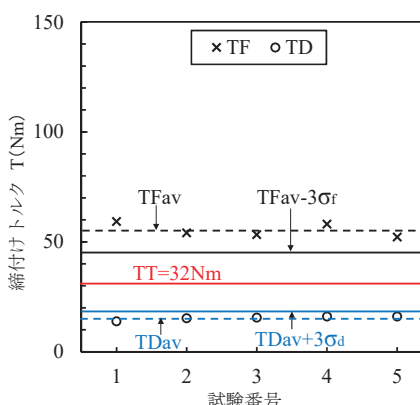


図 13 ねじ径 $\phi=8\text{mm}$, 板厚 $t=6.0\text{mm}$ の締付けトルク T

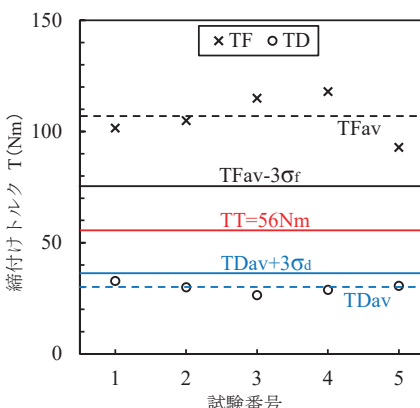


図 14 ねじ径 $\phi=12\text{mm}$, 板厚 $t=4.5\text{mm}$ の締付けトルク T

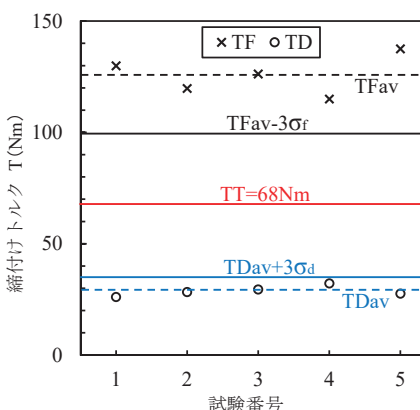


図 15 ねじ径 $\phi=12\text{mm}$, 板厚 $t=6.0\text{mm}$ の締付けトルク T

6.2 目標締付けトルク

表 2 にねじ込みトルク TD の平均値 TD_{av} 、標準偏差 σ_d 、破壊トルク TF の平均値 TF_{av} 、標準偏差 σ_f を示す。また、破壊トルク TF の平均値 TF_{av} と、ねじ込みトルク TD の平均値 TD_{av} の比 TF_{av}/TD_{av} も示した。

一般に、タッピンねじでは、破壊トルク TF のねじ込みトルク TD に対する比は、3 倍以上が推奨されている⁷⁾。本実験で使用したねじの TF_{av}/TD_{av} は、3 倍以上になっている。

表 3 には表 2 の測定結果に基づいて式(4)から算出したねじ込みトルク TD の上限値 $TD_{av}+3\sigma_d$ 、破壊トルク TF の下限値 $TF_{av}-3\sigma_f$ 、目標締付けトルク TT を示す。また、目標締付けトルク TT と破壊トルク TF の平均値 TF_{av} の比、 TT/TF_{av} も示した。

本実験では、 TT/TF_{av} は 53%~58% の範囲となり、ねじ径と板厚が異なっても、概ね同程度の比率であることが分かる。この結果の範囲においては、破壊トルク TF を測定することによって、目標締付けトルク TT を破壊トルク TF の 53%~58% に設定することが可能であるように思われる。

図 12 から図 15 に、全ての試験のねじ込みトルク TD と破壊トルク TF を示す。図中には、目標締付けトルク TT およびねじ込みトルク TD の平均値 TD_{av} 、ねじ込みトルク TD の上限値 $TD_{av}+3\sigma_d$ と破壊トルク TF の平均値 TF_{av} 、破壊トルク TF の下限値 $TF_{av}-3\sigma_f$ も示した。

図 12 と図 14 および図 13 と図 15 をそれぞれ比較すると、ねじ径 ϕ が小さくなると、 $TD_{av}+3\sigma_d$ と $TF_{av}-3\sigma_f$ の範囲の差が小さくなっていることが分かる。また、図 12 と図 13 および図 14 と図 15 をそれぞれ比較すると、板厚 t が小さくなると、 $TD_{av}+3\sigma_d$ と $TF_{av}-3\sigma_f$ の範囲の差が小さくなっていることが分かる。

今後、ねじ径 ϕ と板厚 t がねじ込みトルク TD の上限値 $TD_{av}+3\sigma_d$ と破壊トルク TF の下限値 $TF_{av}-3\sigma_f$ の差に及ぼす影響について調査する予定である。

7. 締付け軸力測定試験

ここまでの締付けトルクに関する実験では、ねじの締付けトルク T と回転角 θ を測定したが、ねじの締付け軸力 F を測定することが出来ていない。そこで、写真 5 に示すねじ性能試験機を使用して、締付けトルク T と締付け軸力 F の測定を行った。試験機の最大締付けトルクは 200Nm である。

7.1 試験方法

写真 6 はめねじ成形用の試験片であり、材質は SS400 である。写真 7 のナットホルダに写真 6 の試験片をセットし、ねじを写真 8 のボルトホルダに設置する。ボルトホルダでねじを回転させ、ねじを試験片に締付けることで、ねじの締付けトルク T と締付け軸力 F を測定する。ねじ径及び鋼板の板厚は、締付けトルクの実験と同様に、ねじ径は $\phi=8\text{mm}$ と $\phi=12\text{mm}$ の 2 種類、鋼板の板厚は $t=4.5\text{mm}$ と $t=6.0\text{mm}$ の 2 種類をした。各ケースにおいて 3 本を測定した。

7.2 試験結果

図 16 から図 19 に、ねじ径 $\phi=8\text{mm}$ と $\phi=12\text{mm}$ 、板厚 $t=4.5\text{mm}$ と $t=6.0\text{mm}$ の締付けトルク T と締付け軸力 F の測定結果を示す。表 3 に示す目標締

表 2 TD, TF の平均値および標準偏差

ねじ径 ϕ mm	板厚 t mm	ねじ込みトルク		破壊トルク		トルク比 TF_{av}/TD_{av}
		TD_{av} Nm	標準偏差 σ_d	TF_{av} Nm	標準偏差 σ_f	
8	4.5	13	1.8	47	4.7	3.8
	6.0	15	0.9	55	3.1	3.6
12	4.5	30	2.4	107	10.2	3.6
	6.0	29	2.3	126	8.8	4.4

表 3 目標締付けトルクの算出結果

ねじ径 ϕ mm	板厚 t mm	$TD_{av}+3\sigma_d$ Nm	$TF_{av}-3\sigma_f$ Nm	TT Nm	TT/TF_{av} %
8	4.5	18	33	25	54%
	6.0	18	46	32	58%
12	4.5	37	76	56	53%
	6.0	36	99	68	54%



写真 5 ねじ性能試験機



写真 6 試験片



写真 7 ナットホルダ



写真 8 ボルトホルダ

付けトルク TT に対応する締付け軸力 F を図から読み取り、3 本の平均値を F_{TT} とした。

表 4 に目標締付けトルク TT と締付け軸力 F_{TT} を示す。ねじ径 $\phi=8\text{mm}$ 、板厚 $t=4.5\text{mm}$ の締付け軸力 F_{TT} は 11kN、ねじ径 $\phi=8\text{mm}$ 、板厚 $t=6.0\text{mm}$ の締付け軸力 F_{TT} は 15kN、ねじ径 $\phi=12\text{mm}$ 、板厚 $t=4.5\text{mm}$ の締付け軸力 F_{TT} は 16kN、ねじ径 $\phi=12\text{mm}$ 、板厚 $t=6.0\text{mm}$ の締付け軸力 F_{TT} は 20kN となった。

7.3 締付け軸力

目標締付けトルク TT で締付けたねじの締付け軸力 F_{TT} の大きさを評価するために、同じ呼び径の中ボルトの締付け軸力 N を算出し、ねじの締付け軸力 F_{TT} と比較する。

中ボルトの締付け軸力 (以下、ボルト軸力) については明確な規定が無いので、ここでは、中ボルトの強度区分を 4.6 とし、保証荷重試験力^[8]の 75%^[9]をボルト軸力 N と仮定すると、ボルト軸力 N は表 5 の値となる。また、ボルトの締付けトルク T_N の算出において、ボルトのトルク係数値 k は、ボルトの表面処理に依存するが、ここでは電気亜鉛めっきを想定し、トルク係数値 $k=0.250$ とする。ボルトの締付けトルク T_N とボルト軸力 N の関係は、ボルトの呼び径を d とすると、式(5)で表される^[9]。

$$T_N = k \times N \times d \quad (5)$$

式(5)で算出したボルトの締付けトルク T_N を表 5 に示す。

表 4 のねじの締付け軸力 F_{TT} と表 5 のボルト軸力 N を比較すると、ねじ径 $\phi=8\text{mm}$ の締付け軸力 F_{TT} は、呼び径 M8 のボルト軸力 N よりも大きいことが分かる。また、ねじ径 $\phi=12\text{mm}$ の締付け軸力 F_{TT} は、呼び径 M12 のボルト軸力 N よりも大きいことが分かる。従って、本実験で用いたねじ径と板厚については、目標締付けトルク TT で締

表 4 ねじの目標締付けトルク TT と締付け軸力 F_{TT}

ねじ径 ϕ mm	板厚 t mm	目標締付けトルク TT Nm	締付け軸力 F_{TT} kN
8	4.5	25	11
	6.0	32	15
12	4.5	56	16
	6.0	68	20

表 5 ボルトの締付けトルク T_N とボルト軸力 N

呼び径 mm	保証荷重 試験力 N	締付けトルク T_N Nm	ボルト軸力 N kN
M8	8240	12	6
M12	19000	43	14

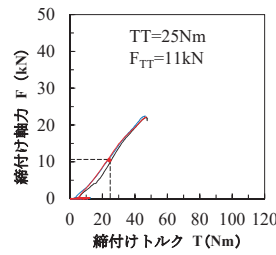


図 16 $\phi=8\text{mm}$ $t=4.5\text{mm}$

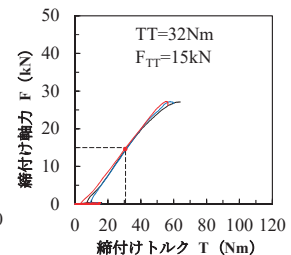


図 17 $\phi=8\text{mm}$ $t=6.0\text{mm}$

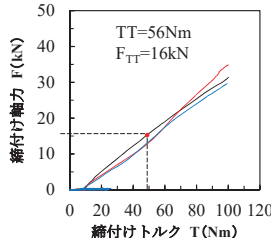


図 18 $\phi=12\text{mm}$ $t=4.5\text{mm}$

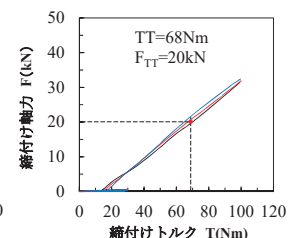


図 19 $\phi=12\text{mm}$ $t=6.0\text{mm}$

図 16～図 19 ねじの締付けトルク T と締付け軸力 F の関係

付けたねじの締付け軸力 F_{TT} は、同じ呼び径の中ボルトの軸力 N よりも大きいことが分かった。

8. まとめ

スレッドローリングねじの締付けトルクについて実験的に検討した結果、本実験の範囲において以下の結論を得た。

(1) 鋼板の板厚が同じ場合、ねじ径が太くなると、ねじ込みトルク TD および破壊トルク TF は大きくなった。また、同じねじ径の場合、鋼板の板厚が異なってもねじ込みトルク TD には有意な差は認められないが、破壊トルク TF は鋼板の板厚が厚くなると大きくなった。

(2) 破壊トルク TF の平均値 TF_{av} とねじ込みトルク TD の平均値 TD_{av} の比 TF_{av}/TD_{av} は、3 倍以上になっていることが分かった。

(3) ねじ込みトルク TD および破壊トルク TF のばらつきを考慮した目標締付けトルク TT は、破壊トルクの 53%～58%となった。

(4) 鋼板の板厚と使用するねじのねじ込みトルク TD と破壊トルク TF を測定することで、目標締付けトルク TT を設定する一例を示した。尚、本稿では目標締付けトルク TT を次の式で算出した。

$$TT = \{ (TD_{av} + 3\sigma_d) + (TF_{av} - 3\sigma_f) \} / 2$$

ここに, TD_{av} はねじ込みトルク TD の平均値, σ_d はねじ込トルク TD の標準偏差, TF_{av} は破壊トルク TF の平均値, σ_f は破壊トルク TD の標準偏差である.

(5) 目標締付けトルク TT で締付けたねじの締付け軸力 F_{TT} は, 同じ呼び径の中ボルトの締付け軸力 N より大きいことが分かった.

今回の実験では, 接合部には鋼板のめねじ破壊が認められたが, ねじ径や板厚によっては, ねじ山の破壊やねじの頭飛びといった破壊も考えられるため, 破壊性状については, 更に検討する必要がある.

参考文献

- [1] 鈴木博之, 川邊裕一, 藤永政司, 中島 一浩: 高力ワンサイドボルト摩擦接合継手の基礎的特性, 鋼構造年次論文報告集第 15 巻, pp.401-408, 2007 年
- [2] 鈴木博之: スレッドローリングねじで接合された継手の強度に関する実験的研究, 構造工学論文集 Vol.61A, pp.614-626, 土木学会, 2015 年 3 月
- [3] 中島一浩, 岡本憲尚, 川邊裕一, 星山 守, 藤井勝義: 高耐食めつき鋼板と高耐食タッピング型ワンサイドボルトによる乾式接合胴縁システムに関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), p.p.1143-1144, 2016 年 8 月
- [4] 溝上善昭, 森山彰, 小林義弘, 坂野昌弘: Uリブ鋼床版ビード貫通亀裂に対する下面補修工法の提案, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.73, No.2, pp.456-472, 2017 年.
- [5] 日本規格協会: ねじの締付け通則, 日本工業規格 JIS B 1083 : 2008
- [6] 小長井和裕: タッピンねじの締め付け条件選定とその対応, 日本ねじ研究協会誌, 第 38 巻第 5 号抜刷, 2007 年 5 月
- [7] 日本ねじ研究協会: タッピンねじの締付け通則, 日本ねじ研究協会規格, FRS9101A, 平成 30 年 3 月 30 日
- [8] 日本規格協会: 炭素鋼及び合金鋼製締結用部品の機械的性質-強度区分を規定したボルト, 小ねじ及び植込みボルト-並目ねじ及び細目ねじ, 日本工業規格 JIS B 1051 : 2014
- [9] 日本規格協会: 締結用部品-締付け試験方法, 日本工業規格 JIS B 1084 : 2007