

接触剛性によるボルト締結モデルと透過超音波パルスを用いた定量評価

井上, 卓見
九州大学大学院工学研究院

門脇, 廉
長野工業高等専門学校

宗和, 伸行
九州大学大学院工学研究院

<https://hdl.handle.net/2324/7162476>

出版情報 : Transactions of the JSME (in Japanese). 89 (924), pp.22-00300, 2023-08-25. The Japan Society of Mechanical Engineers

バージョン :

権利関係 : © 2023 The Japan Society of Mechanical Engineers



接触剛性によるボルト締結モデルと透過超音波パルスを用いた定量評価

井上 卓見^{*1}, 門脇 廉^{*2}, 宗和 伸行^{*3}

Modelling of bolt tightening by contact stiffness and its quantitative evaluation using transmitted ultrasonic pulse

Takumi INOUE^{*1}, Ren KADOWAKI^{*2} and Nobuyuki SOWA^{*3}^{*1,*3} Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Kyushu University

744 Motoooka, Nishi-ku, Fukuoka-shi, Fukuoka 819-0395, Japan

^{*2} National Institute of Technology, Nagano College

716 Tokuma, Nagano-shi, Nagano 381-8550, Japan

Received: 4 November 2022; Revised: 30 January 2023; Accepted: 8 May 2023

Abstract

Evaluation of bolt tightening plays an important role to keep a performance of a mechanical structure. Lack of the fastening force induces slack and falling of the tightening bolt. Excessive fastening force induces a plastic deformation of screw thread and causes the decline of the fastening force. Therefore, guarantee of the bolt tightening is an important subject in order to secure the mechanical structure against unforeseen accidents. However, most of preceding studies are restricted within qualitative evaluation of the slackness. In the field of industrial manufacturing, quantitative evaluation of the bolt tightening is strongly required. In this paper, the authors propose a technique for quantitative evaluation of bolt tightening, and in this technique, the flank of the screw thread is assumed to contact through a contact stiffness. The transmissivity and reflectivity of an ultrasonic pulse wave through the flank are derived as a function of contact stiffness, and the contact stiffness is capable of being identified from experimentally acquired amplitude of ultrasonic pulse wave. The contact stiffness is quantitatively identified and the surface pressure on the screw thread is estimated by the identified contact stiffness through the results of the preceding study. The proposed technique treats an ultrasonic pulse perpendicularly transmits a fastening bolt, and is applied to an experimentally acquired ultrasonic pulse which enters a side surface of nut and transmits a bolt-nut fastening element. The identified contact stiffness is shown to be adequate for the given fastening force to the bolt-nut fastening element, and validity of the proposed technique is demonstrated.

Keywords : Non-destructive test, Diagnosis, Ultrasound, Bolt loosening, Contact stiffness

1. 緒 言

ボルト締結の評価は機械や構造物の性能維持に重要な役割を持つ。製造時の締結力不足はボルトの緩みや脱落の原因となり、逆に締結力過多はねじ山を塑性変形させ締結力を低下させる要因となり得る。ボルト締結の正確な評価は機械構造の健全性確保における重要な課題である。

ボルト締結の評価に関してはこれまでに様々な研究が行われてきた。ひずみゲージ(Sidorov et al., 2019), ブラッグ反射(Chen et al., 2018), (Ren et al., 2018), 超音波(Kim and Hong, 2009), (Pan et al., 2015)を用いたボルト長さの観察など静的な締結力評価や, レーザー超音波(Huda et al., 2013), 組み込み型の圧電素子(奥川, 江川, 2003), (Huynh et al., 2018), 打撃(He and Zhu, 2014), (Hosoya et al., 2020)や加振機(Zhang et al., 2016)を用いた外部からの加振に対する

No.22-00300 [DOI:10.1299/transjsme.22-00300], J-STAGE Advance Publication date : 17 May, 2023

^{*1} 正員, フェロー, 九州大学大学院 工学研究院 (〒819-0395 福岡県福岡市西区元岡 744)^{*2} 正員, 長野工業高等専門学校 (〒381-8550 長野県長野市徳間 716)^{*3} 正員, 九州大学大学院 工学研究院

E-mail of corresponding author: takumi@mech.kyushu-u.ac.jp

動的応答の評価がある。これらはセンサの取り付けなどの加工が必要な上に、動的応答ではボルトを含んだ構造体の動的特性が事前に必要になる場合がある。また、締結部の密着度を電気抵抗(Argatov and Sevostianov, 2010)や熱抵抗(Jalalpour et al., 2013), 磁気ひずみ効果(Mori et al., 2020)を用いて評価する方法も提案されている。しかし、締結部の形状や材料、環境に影響されるため、個々の条件に応じた評価方法を選択する必要がある。

これに対し、著者らは超音波パルスをボルト側面に投射し、その反射波や透過波に基づいて締結状態を評価する方法を提案した(門脇他, 2019), (門脇他, 2022)。この手法はボルト側面へ超音波パルスを送受信できる条件ならば、ボルトの形状に制約を受けず非破壊での評価を可能とし、簡便で適用範囲も広い。また、複数の反射波や透過波が干渉する小径ボルトの場合でも、超音波パルスの瞬時振動数(井上他, 2015), (井上他, 2016)に着目することで緩み評価が可能であることを示した。

一方で、著者らの研究を含む多くの先行研究は、定格の締め付けトルクに対する相対的かつ定性的な緩みを評価するものである。そのため、ボルト締結に関する定量評価が強く望まれている。

これに対し、本研究ではボルトのねじ山フランクの接触部を接触剛性(Kendall and Tabor, 1971)でモデル化し、接触剛性を定量的に評価する方法を提案する。著者らの先行研究では、超音波パルスの振動数(瞬時振動数)の相対変化に着目したが、本研究は超音波パルスの振幅に着目し、ねじ山接触部の接触剛性を定量的に求めるものである。そのために、ねじ山フランクの接触剛性とそのフランクでの超音波の透過率・反射率の関係を表す式を新たに導出する。この関係式により、ねじ山フランクを介してボルトを透過した超音波パルスの振幅を測定することで接触剛性を同定できる。ボルトの軸力等の測定により緩みを評価する方法は、被測定物に特別な加工を施すことが多いが、提案手法はそれを必要とせず超音波探触子を取り付けるだけで比較的簡便に実施できる。本研究ではボルトを垂直に透過する超音波パルスを対象とし、一例としてボルトーナット結合のナット部への側面投射実験を行う。締結トルクを変化させたボルトーナット結合のねじ山フランク接触剛性を定量的に同定し、同定値の締付トルクに対する妥当性を示すことで提案手法の有効性を実証する。また、ボルトーナット結合ではボルト周方向の接触剛性の分布を得ることができるため、これがボルト締結評価にも利用できる可能性があることも示す。

2. 提案手法の原理

2・1 提案手法の概要

図1はボルトーナット締結の中央断面の模式図であり、送信器(Transmitter)からねじ部側面に投射された縦波の超音波パルスが、ボルトを透過して受信器(Receiver)に至る概要を示す。ボルト締結により生じる軸力は、主として圧力フランク(Load flank)に作用し遊びフランク(Clearance flank)への作用は小さい。ボルトの締結力を増すと主に圧力フランクでおねじとめねじが強く密着し、圧力フランクでの入射波の透過量が増加する。このような接触面の密着度を表す指標の一つに接触剛性がある。送信波はねじ山入射時に透過波と反射波に分かれ、これらの振幅を決める透過率・反射率は入射角や接触剛性に対応して変化する。また、透過、反射の際には縦波(Longitudinal wave)から横波(Transverse wave)あるいは横波から縦波へのモード変換が生じ、モード変換波の透過率・反射率も入射角と接触剛性に影響される。ねじ山で複数の経路に分かれた超音波パルスは、その後も幾度かの反射と透過を経てボルトを通過し受信器で測定される。すなわち、受信波の振幅はねじ山フランクでの接触剛

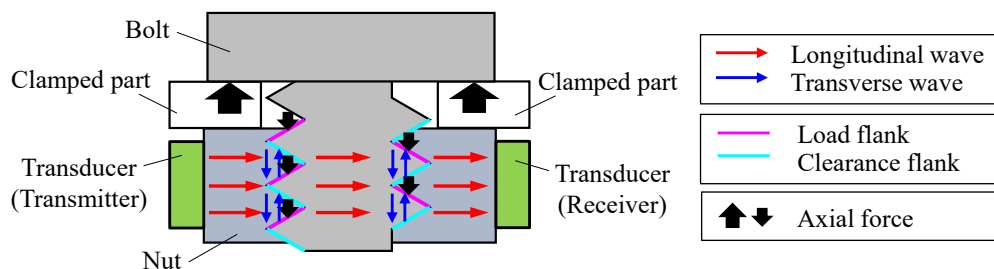


Fig. 1 Basic concept of the proposed method. A pair of ultrasonic transducers is attached to the side of the nut facing each other. Transmitted pulses which pass through the screw thread are affected by contact stiffness between the bolt and the nut. Fastening force is evaluated via the contact stiffness which is estimated by the transmitted pulses.

性に影響されるため、受信波の振幅を測定することで接触剛性を同定できる。そこで本研究ではまず、ねじ山フランクにおける超音波パルスの透過率・反射率と接触剛性との関係を導く。

2・2 接触面における接触剛性とモード変換を伴う超音波の反射・透過

ここでは接触剛性を用いてねじ山フランク接触面をモデル化する。ねじ山フランクは3次元の螺旋形状であるが、ここではボルトナット締結の中央断面近傍を透過する超音波パルスに限定した取り扱いとし、ねじ山フランクの接触を図2に示す2次元の接触モデルと考える。実験では、送信波、受信波の範囲を絞込むアダプターを送受信器に取り付けることでこの取り扱いを実現する。フランクの接触面は $y=0$ の位置にあり、 y 軸負および正の側の半無限媒質をそれぞれ入射側媒質Aおよび透過側媒質Bとする。媒質AとBの間の接触剛性は、接触面に垂直なばね定数 k_n と接触面に平行なばね定数 k_t で定義される。フランクに入射した超音波は反射波(Reflected wave)と透過波(Refracted wave)に分かれ、反射波と透過波のそれぞれにおいても縦波(L-wave)と横波(T-wave)に分かれる。図2は xy 平面上で接触面に斜めに入射した超音波の挙動を示す。 θ^0 は入射角、 $\theta^{1\text{ or }2}$ は縦波あるいは横波の反射角、 $\theta^{3\text{ or }4}$ は縦波あるいは横波の屈折角を示す。入射波(Incident wave)が縦波と横波のどちらであっても、一般に縦波から横波、あるいは横波から縦波へのモード変換が生じ、反射波と透過波は縦波および横波に分かれる。媒質Aおよび媒質Bの縦波音速、横波音速をそれぞれ c_L^A, c_T^A および c_L^B, c_T^B とすると、各波の進行方向はスネルの法則から式(1)のように表される。

$$\frac{\sin \theta^0}{c^0} = \frac{\sin \theta^1}{c^1} = \frac{\sin \theta^2}{c^2} = \frac{\sin \theta^3}{c^3} = \frac{\sin \theta^4}{c^4} \quad (1)$$

ここに、

$$c^0 = c_L^A \text{ or } c_T^A, \quad c^1 = c_L^A, \quad c^2 = c_T^A, \quad c^3 = c_L^B, \quad c^4 = c_T^B \quad (2)$$

θ^n ($n=0,1,\dots,4$)の向きを xy 平面内の単位ベクトル \mathbf{p}^n で表し、これらの向きに伝播する超音波は振幅 A^n 、角振動数 ω で振動しつつ位相速度 c^n で進行すると考える。この超音波の伝播による変位 $\mathbf{u}^n = [u_x^n, u_y^n]^T$ は次のように表される。 \mathbf{d}^n は振動方向を表す単位ベクトル、 \mathbf{x} は xy 平面内の位置ベクトル、 t は時間、 j は虚数単位である。

$$\mathbf{u}^n = \begin{bmatrix} u_x^n \\ u_y^n \end{bmatrix} = A^n \mathbf{d}^n \exp \left[j \frac{\omega}{c^n} (\mathbf{x} \cdot \mathbf{p}^n - c^n t) \right] \quad (3)$$

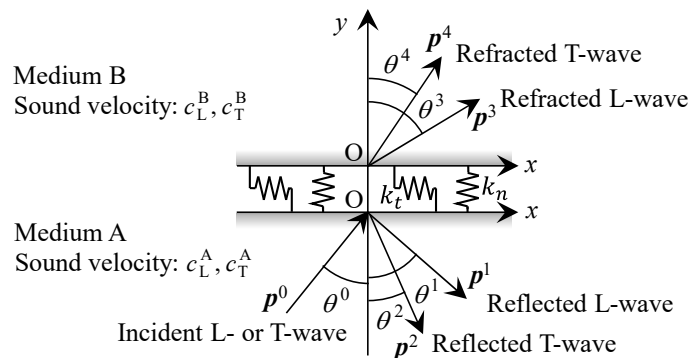


Fig. 2 Direction of incident pulse, reflected pulses and refracted pulses on a boundary interface. The interface is modeled as two kinds of contact stiffness k_n and k_t , which are perpendicular to the interface and parallel to the interface, respectively.

振動方向の単位ベクトル \mathbf{d}^n は、縦波ならば伝播と振動は同方向であり $\mathbf{d}^n = \mathbf{p}^n$ ，横波ならば伝播と振動の方向は直交し $\mathbf{d}^n \cdot \mathbf{p}^n = 0$ となる．図 2 に示す $n=0 \sim 4$ の向きの $\mathbf{d}^n, \mathbf{p}^n$ は以下のようになる．

$$\begin{aligned}
 \text{Incident L-wave : } \quad & \mathbf{d}^0 = [\sin \theta^0, \cos \theta^0]^T, \quad \mathbf{p}^0 = [\sin \theta^0, \cos \theta^0]^T \\
 \text{Incident T-wave : } \quad & \mathbf{d}^0 = [-\cos \theta^0, \sin \theta^0]^T, \quad \mathbf{p}^0 = [\sin \theta^0, \cos \theta^0]^T \\
 \text{Reflected L-wave : } \quad & \mathbf{d}^1 = [\sin \theta^1, -\cos \theta^1]^T, \quad \mathbf{p}^1 = [\sin \theta^1, -\cos \theta^1]^T \\
 \text{Reflected T-wave : } \quad & \mathbf{d}^2 = [\cos \theta^2, \sin \theta^2]^T, \quad \mathbf{p}^2 = [\sin \theta^2, -\cos \theta^2]^T \\
 \text{Refracted L-wave : } \quad & \mathbf{d}^3 = [\sin \theta^3, \cos \theta^3]^T, \quad \mathbf{p}^3 = [\sin \theta^3, \cos \theta^3]^T \\
 \text{Refracted T-wave : } \quad & \mathbf{d}^4 = [-\cos \theta^4, \sin \theta^4]^T, \quad \mathbf{p}^4 = [\sin \theta^4, \cos \theta^4]^T
 \end{aligned} \tag{4}$$

超音波の変位によって図 2 の接触面 $y=0$ には y 方向の垂直応力 τ_{yy}^n と xy 平面内のせん断応力 τ_{yx}^n が生じる．フックの法則からこれらは式 (5) のように表される． λ^s, μ^s は媒質 $s = \text{A}$ あるいは B のラメ定数であり $\lambda^s = \mu^s [(\kappa^s)^2 - 2]$ の関係がある． $\kappa^s = c_L^s / c_T^s$ は各媒質における縦波と横波の音速比である．

$$\tau_{yy}^n = \lambda^s \frac{\partial u_x^n}{\partial x} + (\lambda^s + 2\mu^s) \frac{\partial u_y^n}{\partial y}, \quad \tau_{yx}^n = \mu^s \left(\frac{\partial u_y^n}{\partial x} + \frac{\partial u_x^n}{\partial y} \right) \quad \begin{array}{l} s = \text{A} \text{ for } n=0, 1, 2 \\ s = \text{B} \text{ for } n=3, 4 \end{array} \tag{5}$$

接触面では媒質 A と B の応力が連続であり，これらの応力は媒質間の変位差と接触剛性の積からなるため，接触面上 $y=0$ での各媒質に生じる垂直応力，せん断応力と変位には以下の関係が成り立つ．

$$\begin{cases} u_x^0 + u_x^1 + u_x^2 - u_x^3 - u_x^4 = (\tau_{yx}^3 + \tau_{yx}^4) / k_t, & \tau_{yx}^0 + \tau_{yx}^1 + \tau_{yx}^2 = \tau_{yx}^3 + \tau_{yx}^4 \\ u_y^0 + u_y^1 + u_y^2 - u_y^3 - u_y^4 = (\tau_{yy}^3 + \tau_{yy}^4) / k_n, & \tau_{yy}^0 + \tau_{yy}^1 + \tau_{yy}^2 = \tau_{yy}^3 + \tau_{yy}^4 \end{cases} \tag{6}$$

反射率は，式 (3) における入射波の振幅 A^0 に対する縦波反射波の振幅 A^1 または横波反射波の振幅 A^2 の比であり， $R_{\text{L-L}}^{\text{A-B}} = A^1 / A^0$ または $R_{\text{L-T}}^{\text{A-B}} = A^2 / A^0$ と定義される．上添字「A-B」は媒質 A から媒質 B に対する反射を表し，下添字「L-L」は縦波から縦波への反射，「L-T」は縦波から横波への反射を表す．同様に，透過率は， A^0 に対する縦波透過波の振幅 A^3 または横波透過波の振幅 A^4 の比であり， $T_{\text{L-L}}^{\text{A-B}} = A^3 / A^0$ または $T_{\text{L-T}}^{\text{A-B}} = A^4 / A^0$ と定義される．二つの媒質が完全に接触する条件での反射率と透過率は既知であるが (Achenbach, 1999)，本研究では接触剛性を介して接する境界条件 [式 (6)] 下での反射率と透過率を新たに導出する．

縦波超音波が入射する場合，媒質 A から B への反射率と透過率は，式 (4) で $\mathbf{d}^0 = [\sin \theta^0, \cos \theta^0]^T$ ， $\mathbf{p}^0 = [\sin \theta^0, \cos \theta^0]^T$ であることを考慮し，式 (3)～(6) から以下の連立方程式を解くことで求められる．

$$\mathbf{Ax} = \mathbf{b}, \quad \mathbf{A} = \begin{bmatrix} -\sin \theta^1 & -\cos \theta^2 & \sin \theta^3 - j \left(\frac{\mu^B}{k_t} \right) \left(\frac{\omega}{c_L^B} \right) \sin 2\theta^3 & -\cos \theta^4 + j \left(\frac{\mu^B}{k_t} \right) \left(\frac{\omega}{c_T^B} \right) \cos 2\theta^4 \\ \cos \theta^1 & -\sin \theta^2 & \cos \theta^3 - j \left(\frac{\mu^B}{k_n} \right) \left(\frac{\omega}{c_L^B} \right) (\kappa^B)^2 \cos 2\theta^4 & \sin \theta^4 - j \left(\frac{\mu^B}{k_n} \right) \left(\frac{\omega}{c_T^B} \right) \sin 2\theta^4 \\ \sin 2\theta^1 & \kappa^A \cos 2\theta^2 & \left(\frac{\mu^B}{\mu^A} \right) \left(\frac{c_L^A}{c_L^B} \right) \sin 2\theta^3 & - \left(\frac{\mu^B}{\mu^A} \right) \left(\frac{c_L^A}{c_T^B} \right) \cos 2\theta^4 \\ -(\kappa^A)^2 \cos 2\theta^2 & \kappa^A \sin 2\theta^2 & \left(\frac{\mu^B}{\mu^A} \right) \left(\frac{c_L^A}{c_L^B} \right) (\kappa^B)^2 \cos 2\theta^4 & \left(\frac{\mu^B}{\mu^A} \right) \left(\frac{c_L^A}{c_T^B} \right) \sin 2\theta^4 \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{x} = [R_{L-L}^{A-B}, R_{L-T}^{A-B}, T_{L-L}^{A-B}, T_{L-T}^{A-B}]^T, \quad \mathbf{b} = [\sin \theta^0, \cos \theta^0, \sin 2\theta^0, (\kappa^A)^2 \cos 2\theta^0]^T \quad (7)$$

横波超音波が接触面に入射する場合の反射率 $R_{L-L}^{A-B}, R_{L-T}^{A-B}$ と透過率 $T_{L-L}^{A-B}, T_{L-T}^{A-B}$ は、式 (4) で $\mathbf{d}^0 = [-\cos \theta^0, \sin \theta^0]^T$, $\mathbf{p}^0 = [\sin \theta^0, \cos \theta^0]^T$ として同様の手順を実行すると、式 (7) の $\mathbf{A}, \mathbf{x}, \mathbf{b}$ をそれぞれ以下のように置き換えて求められる。下添字「L-T」は横波から縦波への透過あるいは反射、「T-T」は横波から横波への透過あるいは反射を表す。

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} -\sin \theta^1 & -\cos \theta^2 & \sin \theta^3 - j \left(\frac{\mu^B}{k_t} \right) \left(\frac{\omega}{c_L^B} \right) \sin 2\theta^3 & -\cos \theta^4 + j \left(\frac{\mu^B}{k_t} \right) \left(\frac{\omega}{c_T^B} \right) \cos 2\theta^4 \\ \cos \theta^1 & -\sin \theta^2 & \cos \theta^3 - j \left(\frac{\mu^B}{k_n} \right) \left(\frac{\omega}{c_L^B} \right) (\kappa^B)^2 \cos 2\theta^4 & \sin \theta^4 - j \left(\frac{\mu^B}{k_n} \right) \left(\frac{\omega}{c_T^B} \right) \sin 2\theta^4 \\ \sin 2\theta^1 & \kappa^A \cos 2\theta^2 & \left(\frac{\mu^B}{\mu^A} \right) \left(\frac{c_L^A}{c_L^B} \right) \sin 2\theta^3 & - \left(\frac{\mu^B}{\mu^A} \right) \left(\frac{c_L^A}{c_T^B} \right) \cos 2\theta^4 \\ -(\kappa^A)^2 \cos 2\theta^2 & \kappa^A \sin 2\theta^2 & \left(\frac{\mu^B}{\mu^A} \right) \left(\frac{c_L^A}{c_L^B} \right) (\kappa^B)^2 \cos 2\theta^4 & \left(\frac{\mu^B}{\mu^A} \right) \left(\frac{c_L^A}{c_T^B} \right) \sin 2\theta^4 \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{x} = [R_{T-L}^{A-B}, R_{T-T}^{A-B}, T_{T-L}^{A-B}, T_{T-T}^{A-B}]^T, \quad \mathbf{b} = [-\cos \theta^0, \sin \theta^0, -\kappa^A \cos 2\theta^0, \kappa^A \sin 2\theta^0]^T \quad (8)$$

式 (7), (8) の係数行列 \mathbf{A} は複素行列のため、 \mathbf{x} の要素である反射率や透過率は複素数となる。

先行研究(González Valadez and Dwyer-Joyce, 2008)によると、圧縮荷重下の算術平均粗さが $R_a = 1 \sim 2 \mu\text{m}$ 程度の鋼材同士の接触では、接触面に垂直な接触剛性 k_n と平行な接触剛性 k_t の比 k_t/k_n は $0.5 \sim 0.65$ で一定であることが実験的に得られている。ねじ山フランクでは圧縮荷重に加えせん断荷重も存在するが、ここではこの関係を便宜的に用い $k_t/k_n = 0.55$ ($k_t = 0.55 k_n$) として式 (7), (8) で用いる接触剛性は k_n のみとする。なお、 k_n と k_t の比を変更しても同定結果に大きな影響がないことを確認している。

2・3 超音波パルスの透過経路

本研究では、ねじ山側面への送信超音波パルス波は縦波とする。図1に示したように、縦波の送信波はねじ山で複数の経路に分かれてボルトを通過し、その過程で縦波—横波、横波—縦波のモード変換が生じる。著者らは先行研究(門脇他, 2022)で、モード変換を介してボルトを透過した超音波パルス波が最も締結状態に敏感であることを明らかにした。そこで、対象とする超音波パルス波の通過経路にモード変換が必ず生じるように送信、受信条件を設定する。図3の説明で後述するように、モード変換が生じた超音波パルスを測定するには2ピッチ以上のねじ山への超音波投射が必要になる。一方で、超音波パルスが投射されるピッチ数が増加すれば透過経路も増大し、受信波は複雑に干渉した波となる。本研究では必要最低限の透過経路のみに着目できるように、ねじ山2ピッチ幅に相当する超音波パルスの投射を取り扱う。使用する超音波探触子の有効径は送信器、受信器ともに6mmであるため、1ピッチの寸法が3mmであるM24の鋼製ボルト—ナット締結体を用いる。

スネルの法則[式 (1)]から求めた超音波パルスの反射角や屈折角を考慮すると、2ピッチ幅の送受信では、ボルトの長手方向に垂直に入射した縦波の超音波パルスが、透過・反射を経てボルトの中央断面を通過する経路は図3に描いた6種類となる。赤い実線矢印は縦波、青い破線矢印は横波の進行方向を示し、ねじ山の圧力フランクは桃色、遊びフランクは水色で表している。また、6種類の経路の入射幅はすべて0.75mmとなる。

経路#1, #2では、超音波パルス波は縦波でねじ山に入射し、縦波を保ちつつボルトを通過し受信器に至る。経路#1と#2は透過するフランクの順序が異なる。

経路#3~#6では、超音波パルス波は縦波から横波へモード変換し、再び縦波へモード変換して受信器に至る。経路#3, #4では、最初にねじ山に入射した際の反射で横波へのモード変換が生じ、横波のまま圧力フランクまたは遊びフランクを透過する。その後入射したフランク上の反射で再びモード変換により縦波に戻り、ボルトを横

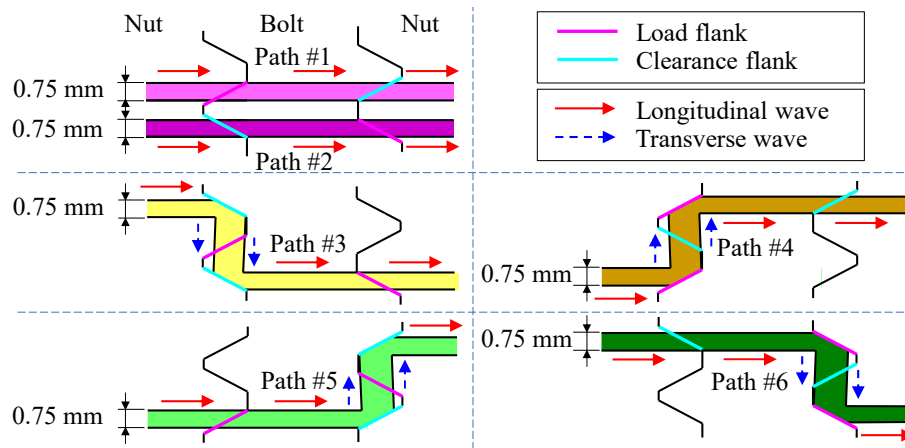


Fig. 3 Transmission paths of longitudinal incident wave. The width of the wave is corresponding to the two pitches of screw thread. Paths #1 and #2 are straight forward without mode conversion. Paths #3 ~ #6 include reflection accompanied with mode conversion, and path length is longer than that of the path #1 or #2.

切って反対側のフランクからボルトを抜ける。経路#3では遊びフランクで反射し圧力フランクを透過するのに対し、経路#4では圧力フランクで反射し遊びフランクを透過する。また、経路#5、#6では、ボルトを抜ける際に同様のモード変換を伴う反射が生じる。経路#5では遊びフランクでの反射後、圧力フランクを透過し、経路#6は圧力フランクでの反射後、遊びフランクを透過する。モード変換の有無に関わらず、経路#1~#6を通過したパルス波はすべて縦波となり、これらが重なった重畳波として受信される。

図3に示すように、経路#1、#2の長さは経路#3~#6より短く、さらに経路#3~#6は途中で音速の遅い横波の伝播を含んでいる。そのため、経路#1、#2を通るパルス波は経路#3~#6を通るパルス波より早く受信され、かつ経路#1、#2の長さが等しいことからこれらのパルス波は同時に受信される。同様に、経路#3~#6を通るパルス波も遅れて同時に受信される。ここでは、経路#1、#2を通して最初に受信される重畳パルス波を第1波、経路#3~#6を通して遅れて受信される重畳パルス波を第2波と呼ぶ。

なお、超音波パルス波には、図3に示した直線状に進行する経路から外れて拡散する成分が存在する。この成分は2.4節に示す拡散損失という形で取り扱い、有限要素解析による超音波パルス波の伝播シミュレーションにより見積もる。また、シミュレーション結果においても、ボルト中央断面では図3に示す6つの経路が超音波パルスの主たる伝播経路であり、拡散成分やボルト内で複雑に反射する成分がこれらの経路を透過する超音波パルスに大きな影響を与えないことを確認している。

2・4 受信波の振幅

経路# i ($i=1, \dots, 6$) を通って受信される超音波パルスの振幅は、各経路のねじ山フランクでの透過率・反射率に影響される。2.2節で述べたようにここでは $k_t=0.55k_n$ とするため、式(7)、(8)からねじ山フランクでの反射率、透過率と接触剛性の関係は、接触面に垂直な値 k_n のみに依存する。 k_n を圧力フランク、遊びフランクでそれぞれ k_n^L 、 k_n^C と表せば、圧力フランクあるいは遊びフランクでの透過率、反射率は、式(7)、(8)の k_n を k_n^L または k_n^C と置き換えて求められる。したがって、ねじ山フランクでの反射率、透過率は k_n^L あるいは k_n^C の非線形関数となる。経路# i を通過する際の反射率と透過率の積を $G_i(k_n^L, k_n^C)$ とすると、これらは以下のように表される。上添字「N-B」はナットからボルトへの透過または反射、「B-N」はボルトからナットへの透過または反射を表す。

$$\begin{aligned}
 G_1(k_n^L, k_n^C) &= T_{L-L}^{N-B}(k_n^L) \cdot T_{L-L}^{B-N}(k_n^C), & G_2(k_n^L, k_n^C) &= T_{L-L}^{N-B}(k_n^C) \cdot T_{L-L}^{B-N}(k_n^L) \\
 G_3(k_n^L, k_n^C) &= R_{L-T}^{N-B}(k_n^C) \cdot T_{T-T}^{N-B}(k_n^L) \cdot R_{T-L}^{B-N}(k_n^C) \cdot T_{L-L}^{B-N}(k_n^L) \\
 G_4(k_n^L, k_n^C) &= R_{L-T}^{N-B}(k_n^L) \cdot T_{T-T}^{N-B}(k_n^C) \cdot R_{T-L}^{B-N}(k_n^L) \cdot T_{L-L}^{B-N}(k_n^C) \\
 G_5(k_n^L, k_n^C) &= T_{L-L}^{N-B}(k_n^L) \cdot R_{L-T}^{B-N}(k_n^C) \cdot T_{T-T}^{B-N}(k_n^L) \cdot R_{T-L}^{N-B}(k_n^C) \\
 G_6(k_n^L, k_n^C) &= T_{L-L}^{N-B}(k_n^C) \cdot R_{L-T}^{B-N}(k_n^L) \cdot T_{T-T}^{B-N}(k_n^C) \cdot R_{T-L}^{N-B}(k_n^L)
 \end{aligned} \tag{9}$$

さらに、超音波パルス波の振幅は以下の2つの要素にも影響される。

(1) 図3に示した断面上で、超音波パルス全体のビーム幅に対する径路# i の幅が占める割合。この割合を η_i とする。入射波全体のビーム幅6 mmに対し、各径路の幅は図3に示したように0.75 mmである。2ピッチ幅に#1, #2の径路は各2本、#3~#6は各1本存在する。したがって、 η_i は以下のように表される。

$$\eta_{1,2} = (0.75/6.0) \times 2 = 0.250, \quad \eta_{3-6} = 0.75/6.0 = 0.125 \quad (10)$$

(2) 2.3節でも述べたように、超音波には直進経路から外れて斜め方向に拡散する成分が存在するため受信強度が低下する。この現象は拡散損失と呼ばれ、これを考慮するために径路# i の超音波パルス波の振幅に拡散損失係数 d_i を乗ずる。 d_i は有限要素解析ソフトウェアを用いて推定する。具体的な値は3章で記述する。

以上の要素を考慮すると、2ピッチ幅に振幅 W_0 で入射した超音波パルス波が、径路# i を通過した後の振幅 w_i は次のように表される。

$$w_i = W_0 \eta_i d_i G_i(k_n^L, k_n^C) \quad (11)$$

本研究では、実験で観測された径路#1, #2を通った第1波の振幅と径路#3~#6を通った第2波の振幅が、式(11)から導出される第1波の振幅 $|w_1 + w_2|$ と第2波の振幅 $|w_3 + w_4 + w_5 + w_6|$ に一致するように、圧力フランクの接触剛性 k_n^L と遊びフランクの接触剛性 k_n^C を同定する。式(11)中の $G_i(k_n^L, k_n^C)$ は k_n^L, k_n^C の非線形関数となるため、 k_n^L, k_n^C の同定には数値的な繰り返し計算が必要となる。

3. 実 験

3・1 実験装置

提案手法をM24ボルトーナット締結体に適用する。ボルトとナットの材質はともに冷間圧造用炭素鋼(SWRCH10R)であり、複数の締付トルクを与えて各トルクにおける接触剛性を推定する。ここでは、ボルトとナットの材質、すなわち、入射側Aと透過側Bの材質は同一であるため、縦波、横波の音速は $c_L^A = c_L^B = c_L$, $c_T^A = c_T^B = c_T$, ラメ定数は $\mu^A = \mu^B = \mu$ となる。これらの値を表1に示す。

Table 1 Material properties and diffusion loss coefficients of the bolt and the lock nut.

Sound velocity of longitudinal wave c_L (m/s)	5960
Sound velocity of transverse wave c_T (m/s)	3250
Share modulus μ (GPa)	84.1
Diffusion loss coefficients $d_{1,2}/d_B$	0.86
Diffusion loss coefficients $d_{3,4,5,6}/d_B$	0.37

図4(a)は実験の模式図である。送信器からナットに投射された超音波パルスはナット、ボルト、ナットを通過して受信器で受信される。また、2.3節の超音波パルスの透過経路はボルト中央断面に限定した議論であったため、ボルトを通過する超音波パルスが中央断面近傍に限定されるように、図4(b)に示す幅1.5 mmの亚克力製凸型アダプターを送受信器に取り付けた。図4(c)に示すナットの6つの側面A~Fそれぞれから超音波パルスを投射し、対面の受信器で透過波を測定した。したがって、1つのボルトーナット締結体において、6種類のボルト透過波が測定される。側面A~Fでの受信器で測定した透過波をそれぞれ受信波A~Fと呼ぶ。図4(c)の計測では受信波Dが測定される。送受信器には公称周波数10 MHzの超音波探触子(A544S-SM, OLYMPUS)を用い、受信時にはカットオフ周波数をそれぞれ2.5 MHz, 22.5 MHzとしたハイパス、ローパスフィルタを適用した。サンプリング周波数は3.125 GHzであり10000点を記録した。

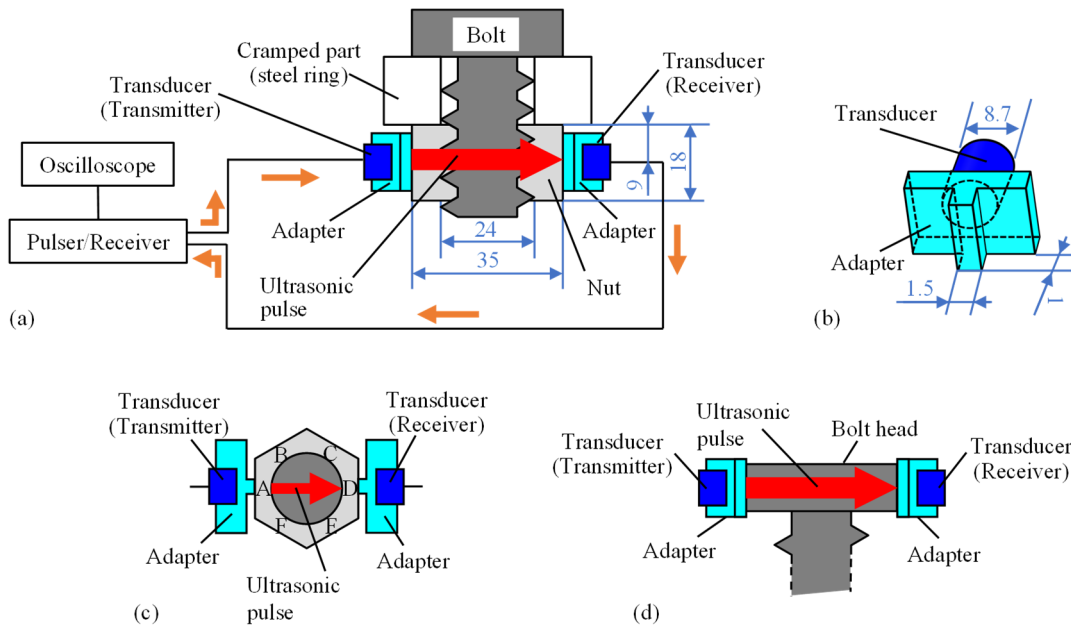


Fig. 4 Experimental setup: (a) Overview, incident pulse enters the nut, passes the bolt and is received at the opposite side nut surface. (b) T-type acrylic adapters is attached to transducer in order to limit the projection area of the ultrasonic pulse within the vicinity of the central cross section of the bolt. (c) The incident pulse enters the nut at each section A, B, ..., F and is received at the opposite side. (d) Reference pulse through the bolt head is acquired in order to estimate the maximum amplitude of the incident pulse W_0 .

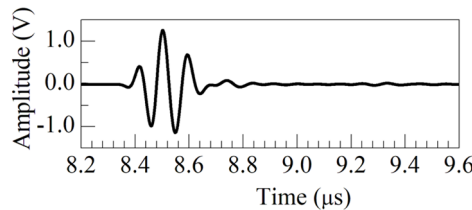


Fig. 5 Reference pulse through the bolt head for estimation of the maximum amplitude of incident pulse.

提案手法では式 (11) に用いる入射超音波パルス波の振幅 W_0 を知る必要がある。実際には、入射超音波パルス波の振幅 W_0 を直接測定することは難しいため、図 4(d) に示すように、ボルト頭部を透過した超音波パルス波の振幅から間接的に W_0 を求める。測定したボルト頭部透過波を図 5 に示す。この波形の最大振幅を W_B とすると、 W_B はボルト頭部を透過する際の拡散損失係数（ここでは d_B とする）を用いて $W_B = d_B W_0$ と表され、 $W_0 = W_B / d_B$ と推定できる。そこで、式 (11) の代わりに以下の式 (12) を接触剛性の同定に用いる。

$$w_i = W_B \eta_i (d_i / d_B) G_i(k_n^L, k_n^C) \quad (12)$$

経路# i の拡散損失係数 d_i および上述の d_B は、有限要素解析による超音波パルス波の二次元伝播シミュレーション (ComWAVE, 伊藤忠テクノソリューションズ) から推定した。式 (12) では d_i は d_B との比 d_i / d_B として現れるため、これらの値を表 1 に示す。直進する経路#1, #2 の $d_{1,2} / d_B = 0.86$ に対してモード変換を伴い進行方向を変化しながら伝わる経路#3~#6 では $d_{3-6} / d_B = 0.37$ であり、これらの拡散損失が大きいことがわかる。ただし、経路#3~#6 においても有意な振幅の波が透過していることをシミュレーションから確認している。

超音波探触子の公称周波数は 10 MHz であるが、図 5 の波形をフーリエ変換すると主要な周波数成分は 8.125 MHz であった。パルス波は広帯域の周波数成分を持つが、ここでは代表値として 8.125 MHz ($8.125 \times 10^6 \times 2\pi$ rad/s) を式 (7), (8) の ω として用いた。なお、超音波パルスの周波数 (波長) については特に制限はなく、図 6

に示した第1波と第2波が分離して測定できればよい。式(7)、(8)の数値計算は ω に対して安定しており、他の周波数の超音波探触子を用いても問題ない。

3・2 接触剛性の同定

M24 ボルトナット締結体に 100 Nm, 300 Nm, 500 Nm の締付トルクを与え、ボルトを通過した受信波を測定した。ボルトの定格締付トルクは 585 N/m であるが、保有しているトルクレンチの仕様が最大 500 N/m であるためこれを最大値とした。また、100 N/m より小さい締付トルクでは、ボルトを透過する超音波パルスの振幅が小さくなり測定精度が低下するため 100 N/m を最小値とした。例として、ナット上の測定面 B から送信して E で受信した波形（受信波 E）を図 6 に示す。横軸 8.4 μ s 付近のピークが第1波(First wave)、9.3 μ s 付近のピークが第2波(Second wave)である。第1波、第2波ともに締付トルクの増加とともに振幅も増大している。ヒルベルト変換を用いて各波形の包絡線を求め、第1波および第2波における包絡線の最大値をそれぞれ第1波および第2波の振幅とし、締付トルクとこれらの関係を図 7(a)および図 7(b)に示す。締付トルク 100 Nm と 300 Nm の間では、第1波、第2波の振幅は締付トルクとともに増加する傾向にあるが、300 Nm と 500 Nm の間では若干の増加を示すものや、逆に若干の低下を示すものも見られる。なお、受信波 A および D の第1波の増加は他の受信波より明らかに小さい。

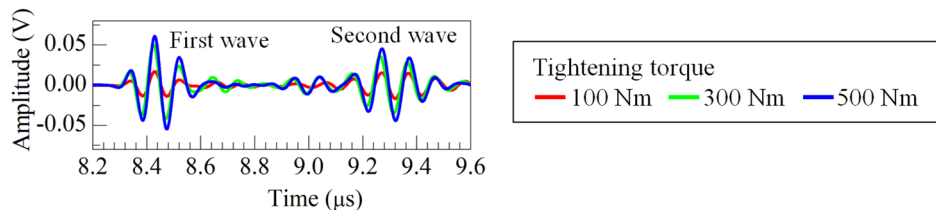


Fig. 6 Ultrasonic pulses through thread part of nut received at position E. Both the amplitudes of first and second waves increase as the tightening torque increases.

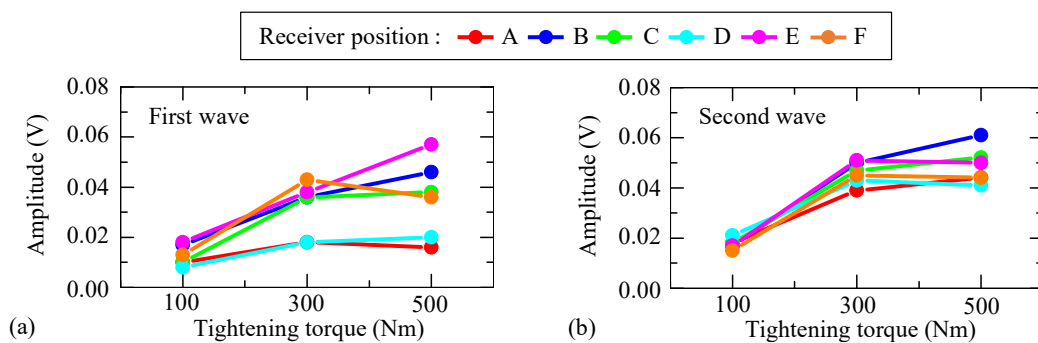


Fig. 7 Amplitudes of the transmitted pulses: (a) First wave and (b) second wave. The amplitudes tend to increase as the tightening torque increase. These characteristics specifically appear between the tightening torque 100 Nm and 300 Nm. However, at the receiver position A and D, where are opposite to each other, increases of the amplitude of the first waves are significantly less than those of other receiver positions.

次に、実験における第1波および第2波の振幅と、式(12)を用いて解析的に得られる第1波の振幅 $|w_1 + w_2|$ および第2波の振幅 $|w_3 + w_4 + w_5 + w_6|$ が一致するように接触剛性 k_n^C, k_n^L を同定した。式(12)中の $G_i(k_n^L, k_n^C)$ は k_n^C, k_n^L の非線形関数となるため、同定にはLevenberg-Marquardt法による繰り返し計算を行った。なお、第1波の振幅が明らかに小さかった受信波A, Dからは、実数かつ正の値として k_n^C および k_n^L が得られなかった。受信波A, Dが他の受信波と異なる理由は現状では明らかでないが、これらは同じ経路を逆向きに透過した波であり、この経路上に何らかの瑕疵が存在し図3に示した経路から逸脱したことによると考えている。

受信波B, C, E, Fから得られた遊びフランクの法線方向の接触剛性 k_n^C を図8(a)に、圧力フランクの法線方向の接触剛性 k_n^L を図8(b)に示す。接触剛性の値は対象とした2ピッチ間で分布を持つと思われるが、求めた接触剛性はこの2ピッチの間の平均値と考える。図8(a)の遊びフランクの接触剛性は小さく締付トルクに対してほとんど

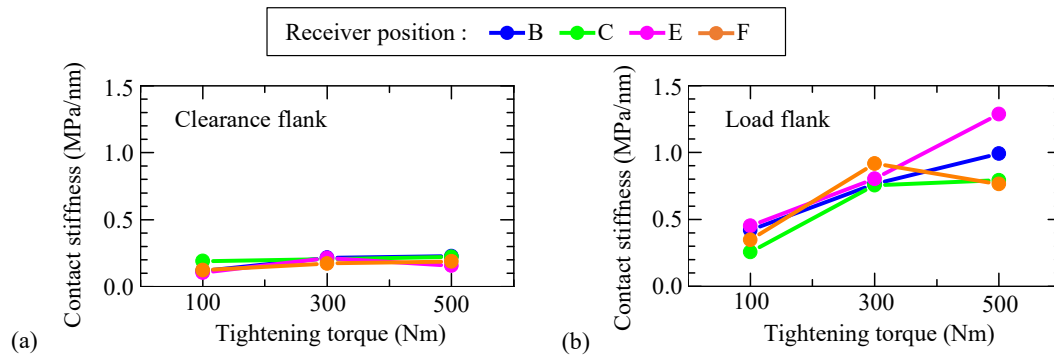


Fig. 8 Normal contact stiffness of flanks: (a) Clearance flank and (b) load flank. Although the contact stiffness of clearance flank is almost constant irrespective of the tightening torque, that of load flank increases as the tightening torque increases. Contact stiffness could not be acquired as a positive real number at the receiver position A and D, where the amplitudes of the first wave are significantly different from those of other receiver positions.

変化しないのに対し、図 8(b)の圧力フランクの接触剛性は締付トルクの増加に伴い概ね増大する傾向にある。今回の実験では 100 Nm でも指で回せないほどの締結力があり、圧力フランクには小さくない接触面圧が作用していると考えられる。同定された圧力フランクと遊びフランクの接触剛性値の差がそれを示唆している。100 Nm 以上のトルクでは接触剛性の増減はほとんど圧力フランクのみに現れ、遊びフランクはボルトの締結状態にほぼ関与しない結果が得られた。これは、締付によるボルトとナットの接触はほとんど圧力フランクが受け持つという経験的事実に一致している。

3・3 締付トルクと接触剛性・接触面圧の妥当性の評価

接触剛性は接触面圧の増大とともに増加することが知られており、先行研究(González Valadez and Dwyer-Joyce, 2008)では圧縮荷重下の炭素鋼における法線方向の接触剛性と接触面圧の定量的な関係が実験的に得られている。2.2 節で述べたようにねじ山フランクでは圧縮荷重に加えせん断荷重も存在するが、この関係を便宜的に用い、図 8(b)に示した圧力フランクの接触剛性から圧力フランクに作用する接触面圧を推定した。結果を図 9 に示す。受信波 B, C, E, F ごとに接触剛性の大きさが異なるため推定された接触面圧もばらついており、ねじ山の円周方向で接触面圧の分布が異なることが示唆される。ただし、図 9 に併せて示した接触面圧の平均値を見ると、締付トルクの増加に伴いほぼ線形的に増大していることがわかる。

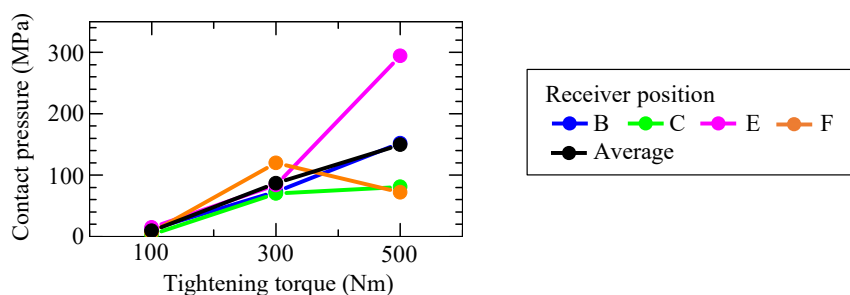


Fig. 9 Contact pressure on load flank estimated from contact stiffness, which is shown in figure 8(b). Although estimated contact pressure disperses especially tightening torque 500 Nm, average of the contact pressure linearly increases as the tightening torque increases.

一方、ねじ山フランク上の接触面圧と締付トルクとの関係は、弾性力学の観点から理論的に導出されている(山本, 1970)。呼び径 d 、リード角 β 、フランク角 α のメートルねじに締付トルク T が与えられたとき、座面直下の最も浅い噛み合いねじ部から深さ X の位置にある圧力フランクの接触面圧 $p(X)$ は次式で表される。

$$p(X) = \frac{\lambda \tan \beta}{\cos \alpha} \frac{\cosh \lambda(D-X)}{\sinh \lambda D} \frac{T}{K d l}, \quad (0 \leq X \leq D) \quad (13)$$

K はトルク係数, λ はねじ山の変形を考慮するための定数, D は軸力が 0 となる深さ, l は圧力フランクの引っ掛け部分の斜面長である. 本研究で用いた M24 のボルトナット締結体では各値は表 2 のようになる. トルク係数 K はねじ部と座面の摩擦に関係する値で, 一般には表 2 に示した 0.15~0.25 となることが知られている.

Table 2 Dimensions and parameters of M24 bolt for estimation of relationship between tightening torque T and contact pressure $p(X)$, where X is a distance from the first flank just under the bearing face.

X (mm)	D (mm)	λ (mm ⁻¹)	β (deg)	α (deg)	K	l (mm)
9	18	0.996	2.48	30	0.15~0.25	3

今回の実験ではナット座面からの反射波の影響を避けるため, ボルトナットの噛み合い部でボルト頭部に近い方から軸方向 3, 4 番目の 2 ピッチ部のフランクを対象とした. 1 ピッチ長 3 mm から, 対象とする領域は噛み合い部の端から 6 mm~12 mm の部分となる. そのため, 測定領域の中間部分である噛み合い部端から 9 mm の位置を式(13)における X の値として用いた. 実験で与えた締付トルク $T=100$ Nm, 300 Nm, 500 Nm について, 式 (13) と表 2 の値から算出した接触面圧の理論値と, 図 9 に黒線で示した実験における平均値を併せて図 10 に示す. 理論値はトルク係数の値が幅を持つためこの幅に対応した範囲で示される. $T=100$ Nm における接触面圧は理論値の範囲より小さいが, $T=300$ Nm, 500 Nm では式 (13) の範囲に十分余裕を持って入っている. また, これらを結ぶ線はほぼ原点を通る直線上にあり, 概ね妥当な結果が得られたと判断できる.

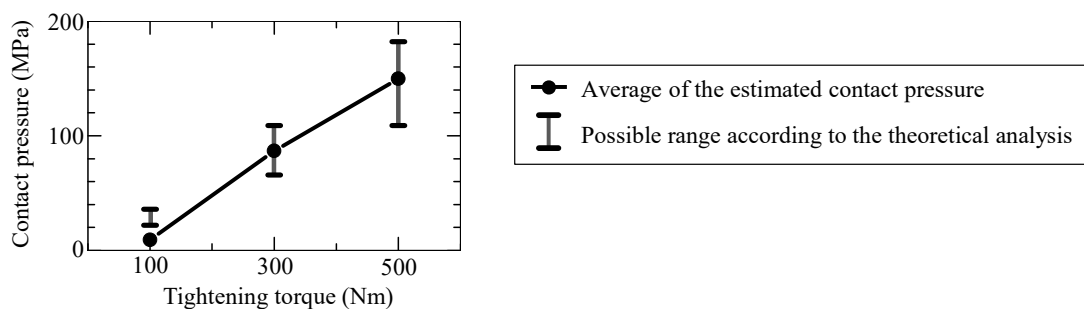


Fig. 10 Average of the estimated contact pressure and the possible range of the contact pressure according to the theoretical analysis. Although contact pressure of tightening torque 100 Nm is smaller than possible range, those of 300 Nm and 500 Nm are satisfactory.

3・4 軸力安定化剤の影響

3.2 節では軸力安定化剤を使用せずに実験を行った. ここでは, 3.2 節とは別の M24 ボルトナット締結体を用い, 同様に適切な接触剛性の同定が可能か確認するとともに, 軸力安定化剤の影響を調べるため, ボルトに軸力安定化剤(Fcon, 東日製作所)を塗布して締結し 3.2 節と同様の実験を行った.

第 1 波, 第 2 波の振幅をそれぞれ図 11(a), (b)に示す. 図 7 に示した先の実験結果では, 締付トルクの増大に対し振幅が減少する受信波も見られたが, 図 11 では締付トルクの増大につれ各受信波の振幅はほぼ一様に増加している. 一方で, 受信器がナット上の対向位置にある受信波 C, F の第 2 波の振幅は他の受信波より小さく, 他の受信波と異なる様相を示している.

これらの振幅値から 3.2 節と同様に求めた接触剛性 k_n^C, k_n^L の同定結果を図 12 に示す. 図 12(a)の遊びフランクの接触剛性 k_n^C は小さく締付トルクに対してほとんど変化しないのに対し, 図 12(b)の圧力フランクの接触剛性 k_n^L は締付トルクの増加に伴い増大しており, 3.2 節の実験と同様の結果が得られた. さらに, 図 12(b)の圧力フランクの接触剛性は締付トルクの増加に対してほぼ一様に増加しており, 図 8(b)より良好な結果を示している. これは軸力安定化剤の効果であると考えられる.

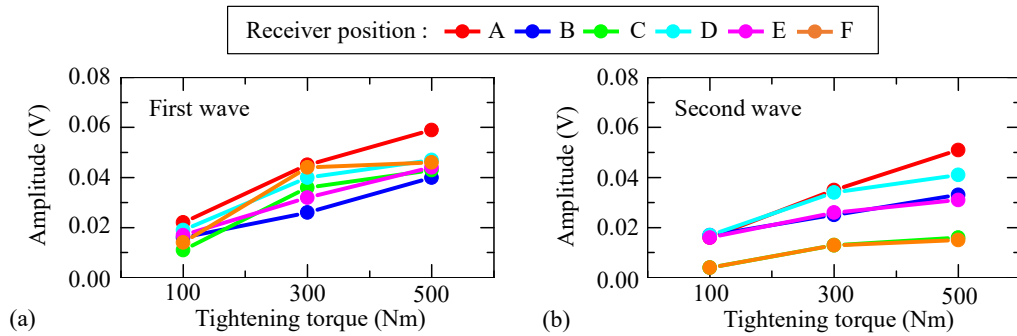


Fig. 11 Amplitudes of the transmitted pulses: (a) First wave and (b) second wave. The amplitudes increase as the tightening torque increases. These characteristics explicitly appear compared with figure 7. The amplitudes of second wave at the receiver position C and F, where are opposite to each other, are significantly less than those of other receiver positions.

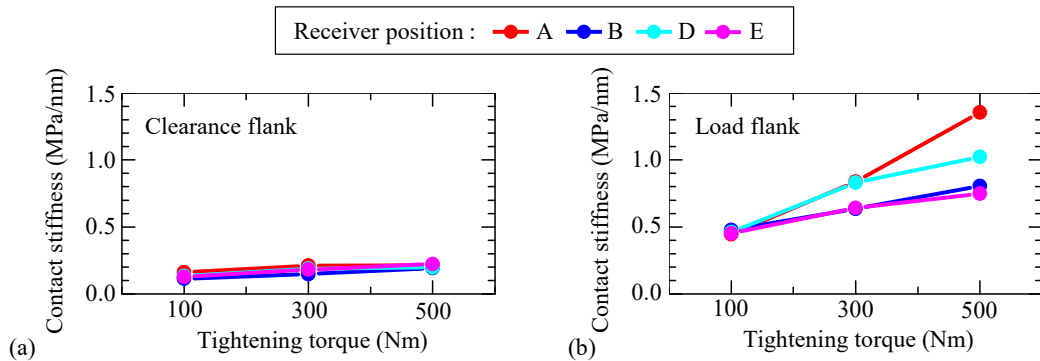


Fig. 12 Normal contact stiffness of flanks: (a) Clearance flank and (b) load flank. The contact stiffness of load flank increases as the tightening torque increases, these characteristics explicitly appear compared with figure 8(b). On one hand, the contact stiffness of clearance flank is almost constant irrespective of the tightening torque as same as figure 8(a). At the receiver position C and F, where the amplitudes of the second wave are significantly different from those of other receiver positions, contact stiffness could not be acquired as a positive real number.

一方で、受信波 C, F からは実数かつ正の値として k_n^C および k_n^F が得られなかった。これは、3.2 節の受信波 A, D と同様、何らかの理由により超音波パルスの透過経路が図 3 に示した経路から逸脱したものと思われる。接触剛性が得られなかった受信波の振幅は、図 7 と図 11 で異なる様相を示すため両者の原因は同一ではないと推測されるものの、現時点では明確な理由は不明である。ボルト軸方向に対するナット側面の平行度の問題などが考えられるが、この究明は今後の検討課題としたい。将来的には、測定に不向きな測定点を予め見いだせる技術の確立等に繋がりたいと考えている。

図 12(b)の接触剛性から 3.3 節と同様に圧力フランクに作用する接触面圧とその平均値を求め、理論値の範囲と併せて図 13 に示す。この実験では締付トルク $T=100$ Nm においても実験値は理論値の範囲内に入り、 $T=500$ Nm

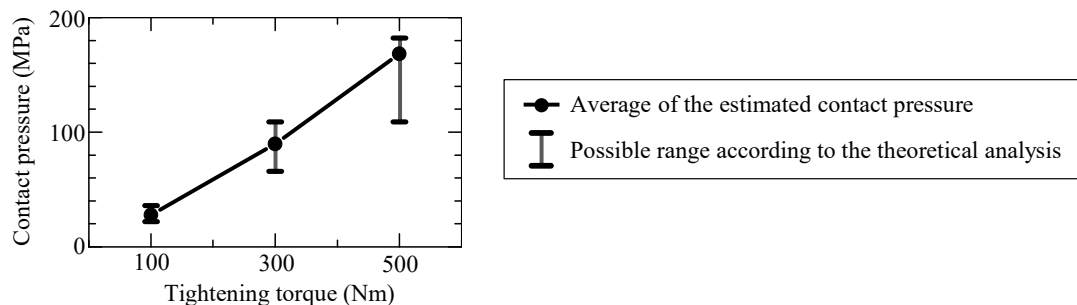


Fig. 13 Average of the estimated contact pressure and possible range of contact pressure according to the theoretical analysis. Average of the estimated contact pressure increases as the tightening torque increases and satisfactorily lies within the possible range.

では上限値に近いものの、すべての締付トルクで推定された接触面圧の平均値は理論値の範囲内にある。 $T=300$ Nm の接触面圧も図 10 の結果よりわずかに上昇しており、軸力安定化剤により摩擦係数低下の効果が表れ接触面圧の上昇に繋がったと推測される。接触面圧は $T=500$ Nm の値がやや大きいものの、ほぼ原点を通る直線上にあり概ね妥当な結果が得られたと判断できる。軸力安定化剤を用いた実験でも妥当な結果が得られており、提案手法の有効性が改めて示された。

これらの結果から、提案手法は被測定物に特別な加工を施すことなく比較的簡便に接触剛性ならびに接触面圧を妥当な値として推定できることが示された。そのため、産業上広く用いられているものの、ばらつきが大きいと言われるトルク法を補強する手段として提案手法は位置付けられると考えられる。また、今回の実験ではボルト周方向の接触剛性に大きなばらつきがあることもわかった。周方向のばらつきが大きいほど振動等の外乱によって締め付け状態が変化しやすいと予想されるため、この点に着目した新たな評価法の可能性も考えられる。これについては様々な知見の蓄積が必要であり今後の課題としたい。

今回は炭素鋼の M24 ボルトーナット締結を対象とし、図 3 に示すボルトーナットの中央断面を通る 6 経路を通過した超音波パルスの振幅を、拡散損失などの損失量も含めて正確に測定することで有効な結果を得た。一方、締結体の材質やサイズ、3 ピッチ幅以上の超音波パルス投射など、条件によっては同様の取り扱いが難しくなる可能性がある。このような場合には 3 次元波動伝播シミュレーション等によって超音波波動伝播の様相を予め調査した上で、接触剛性の同定へ繋げる取り組みが必要と考える。現在 3 次元波動伝播シミュレーションのシステムを導入中であり、今後の課題としてこれらに取り組む予定である。

4. 結 言

本研究では、これまで難しかったボルト締結の定量的な評価を実現するために、おねじとめねじの間のねじ山フランク接触部を新たに接触剛性でモデル化し、接触剛性を定量的に同定する方法を提案した。そのため、ねじ山フランクでの超音波の透過率・反射率を接触剛性の関数として新たに導出した。締結トルクを変化させたボルトーナット結合のナット部への側面投射実験を行い、導出した関係式を透過超音波に対して適用しねじ山フランクの接触剛性を定量的に同定した。また、同定した接触剛性から先行研究の結果を用いてねじ山フランクの接触面圧を推定し、締結トルクから導かれる理論値の範囲と比較して妥当な値であることを確認した。現時点ではボルトを垂直に透過する超音波パルスに限定されるものの、提案手法は被測定物に特別な加工を施すことなく超音波探触子を取り付けるだけで実施できることに特徴があり、産業上重要であるボルト締結の評価を接触剛性の定量評価の形で比較的簡便に実現可能であることを示した。本手法は、産業上広く用いられているもののばらつきが大きいと言われるトルク法を補強する効果的な手段として位置づけられる。なお、今回の研究結果はボルト周方向の接触剛性のばらつきも明らかにしており、この点に着目した新たな評価の可能性も示した。

文 献

- Achenbach, J. D., Wave propagation in elastic solids (1999), pp.168–195, Elsevier Science Publishers.
- Argatov, I. and Sevostianov, I., Health monitoring of bolted joints via electrical conductivity measurements, *International Journal of Engineering Science*, Vol.48, No.10 (2010), pp.874–887.
- Chen, D., Huo, L., Li, H. and Song, G., A fiber Bragg grating (FBG)-enabled smart washer for bolt pre-load measurement: Design, analysis, calibration, and experimental validation, *Sensors*, Vol.18, No.8 (2018), 2586.
- González Valadez, M. and Dwyer-Joyce, R. S., On the Interface Stiffness in Rough Contacts Using Ultrasonic Waves, *Ingeniería mecánica, tecnología y desarrollo*, Vol.3, No.1 (2008), pp.29–36.
- He, K. and Zhu, W. D., Detecting loosening of bolted connections in a pipeline using changes in natural frequencies, *Journal of Vibration and Acoustics*, Vol.136, No.3 (2014), 034503.
- Hosoya, N., Niikura, T., Hashimura, S., Kajiwar, I. and Giorgio-Serchi, F., Axial force measurement of the bolt/nut assemblies based on the bending mode shape frequency of the protruding thread part using ultrasonic modal analysis, *Measurement*, Vol.162 (2020), 107914.
- Huda, F., Kajiwar, I., Hosoya, N. and Kawamura, S., Bolt loosening an analysis and diagnosis by non-contact laser excitation vibration tests, *Mechanical Systems and Signal Processing*, Vol.40, No.2 (2013), pp.589–604.

- Huynh, T.C., Dang, N.L. and Kim, J.T., Preload monitoring in bolted connection using piezoelectric-based smart interface, *Sensors*, Vol.18, No.9 (2018), 2766.
- 井上卓見, 門脇廉, 森健太, 超音波パルスの瞬時振動数を用いたヒートシールの非破壊接着力評価, 日本機械学会論文集, Vol.82, No.843 (2016), DOI:10.1299/transjsme.16-00327.
- 井上卓見, 中野貴裕, 門脇廉, 超音波パルスの瞬時振動数を用いた物体内部の接触境界面評価, 日本機械学会論文集, Vol.81, No.832 (2015), DOI:10.1299/transjsme.15-00420.
- Jalalpour, M., Kim, J. J. and Reda Taha, M. M., Monitoring of L-shape bolted joint tightness using thermal contact resistance, *Experimental Mechanics*, Vol.53, No.9 (2013), pp.1531–1543.
- 門脇廉, 池田翔輝, 井上卓見, 反射超音波パルスを用いたボルトの緩み診断, 日本機械学会論文集, Vol.85, No.871 (2019), DOI: 10.1299/transjsme.18-00202.
- 門脇廉, 井上卓見, モード変換を伴う透過超音波パルスを用いたボルトの緩み診断, 日本機械学会論文集, Vol.88, No.905 (2022), DOI: 10.1299/transjsme.21-00258.
- Kendall, K. and Tabor, D., An ultrasonic study of the area of contact between stationary and sliding surfaces, *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, Vol.323, No.1554 (1971), pp.321–340.
- Kim, N. and Hong, M., Measurement of axial stress using mode-converted ultrasound, *NDT&E International*, Vol.42, No.3 (2009), pp.164–169.
- Mori, K., Horibe, T. and Maejima, K., Evaluation of the axial force in an FeCo bolt using the inverse magnetostrictive effect, *Measurement*, Vol.165 (2020), 108131.
- 奥川雅之, 江川幸一, ボルト緩み検知のための圧電素子を用いたスマートワッシャの検討, 非破壊検査, Vol.52, No.9 (2003), pp.511–516.
- Pan, Q., Liu, S., Li, X. and Xu, C., Characteristic evaluation on bolt stress by ultrasonic nondestructive methods, *Advances in Materials Science and Engineering*, Vol.2015 (2015), 134090
- Ren, L., Feng, T., Ho, M., Jiang, T. and Song, G., A smart “shear sensing” bolt based on FBG sensors, *Measurement*, Vol.122 (2018), pp.240–246.
- Sidorov, M., Viet Nhut, P., Matsumoto, Y. and Ohmura, R., LoRa-based precision wireless structural health monitoring system for bolted joints in a Smart City environment, *IEEE Access*, Vol.7 (2019), pp. 179235–179251.
- 山本晃, ねじ締結の理論と計算 (1970), pp. 43–52, 養賢堂.
- Zhang, Z., Liu, M., Su, Z. and Xiao, Y., Quantitative evaluation of residual torque of a loose bolt based on wave energy dissipation and vibro-acoustic modulation: A comparative study, *Journal of Sound and Vibration*, Vol.383 (2016), pp.156–170.

References

- Achenbach, J. D., *Wave propagation in elastic solids* (1999), pp.168–195, Elsevier Science Publishers.
- Argatov, I. and Sevostianov, I., Health monitoring of bolted joints via electrical conductivity measurements, *International Journal of Engineering Science*, Vol.48, No.10 (2010), pp.874–887.
- Chen, D., Huo, L., Li, H. and Song, G., A fiber Bragg grating (FBG)-enabled smart washer for bolt pre-load measurement: Design, analysis, calibration, and experimental validation, *Sensors*, Vol.18, No.8 (2018), 2586.
- González Valadez, M. and Dwyer-Joyce, R. S., On the Interface Stiffness in Rough Contacts Using Ultrasonic Waves, *Ingeniería mecánica, tecnología y desarrollo*, Vol.3, No.1 (2008), pp.29–36.
- He, K. and Zhu, W. D., Detecting loosening of bolted connections in a pipeline using changes in natural frequencies, *Journal of Vibration and Acoustics*, Vol.136, No.3 (2014), 034503.
- Hosoya, N., Niikura, T., Hashimura, S., Kajiwar, I. and Giorgio-Serchi, F., Axial force measurement of the bolt/nut assemblies based on the bending mode shape frequency of the protruding thread part using ultrasonic modal analysis, *Measurement*, Vol.162 (2020), 107914.
- Huda, F., Kajiwar, I., Hosoya, N. and Kawamura, S., Bolt loosening an analysis and diagnosis by non-contact laser excitation vibration tests, *Mechanical Systems and Signal Processing*, Vol.40, No.2 (2013), pp.589–604.
- Huynh, T.C., Dang, N.L. and Kim, J.T., Preload monitoring in bolted connection using piezoelectric-based smart interface, *Sensors*, Vol.18, No.9 (2018), 2766.
- Inoue, T., Kadowaki, R. and Mori, K., Evaluation of internal boundary surface using instantaneous frequency of ultrasonic pulse, *Transaction of the JSME (in Japanese)*, Vol.81, No.832 (2015), DOI:10.1299/transjsme.15-00420.

- Inoue, T., Nakano, T. and Kadowaki, R., Nondestructive evaluation of seal strength of heat sealing using instantaneous frequency of ultrasonic pulse, Transaction of the JSME (in Japanese), Vol.82, No.843 (2016), DOI:10.1299/transjsme.16-00327.
- Jalalpour, M., Kim, J. J. and Reda Taha, M. M., Monitoring of L-shape bolted joint tightness using thermal contact resistance, Experimental Mechanics, Vol.53, No.9 (2013), pp.1531–1543.
- Kadowaki, R., Ikeda, S. and Inoue, T., Diagnosis of bolt loosening using reflected ultrasonic pulse, Transaction of the JSME (in Japanese), Vol.85, No.871 (2019), DOI: 10.1299/transjsme.18-00202.
- Kadowaki, R. and Inoue, T., Diagnosis of bolt loosening using transmitted ultrasonic pulse with mode conversion, Transaction of the JSME (in Japanese), Vol.88, No.905 (2022), DOI: 10.1299/transjsme.21-00258.
- Kendall, K. and Tabor, D., An ultrasonic study of the area of contact between stationary and sliding surfaces, Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences, Vol.323, No.1554 (1971), pp.321–340.
- Kim, N. and Hong, M., Measurement of axial stress using mode-converted ultrasound, NDT&E International, Vol.42, No.3 (2009), pp.164–169.
- Mori, K., Horibe, T. and Maejima, K., Evaluation of the axial force in an FeCo bolt using the inverse magnetostrictive effect, Measurement, Vol.165 (2020), 108131.
- Okugawa, M. and Egawa, K., Study on smart washer using piezoelectric material for bolt loosening detection, Journal of the Japanese Society for Non-destructive Inspection, Vol.52, No.9 (2003), pp.511–516.
- Pan, Q., Liu, S., Li, X. and Xu, C., Characteristic evaluation on bolt stress by ultrasonic nondestructive methods, Advances in Materials Science and Engineering, Vol.2015 (2015), 134090
- Ren, L., Feng, T., Ho, M., Jiang, T. and Song, G., A smart “shear sensing” bolt based on FBG sensors, Measurement, Vol.122 (2018), pp.240–246.
- Sidorov, M., Viet Nhut, P., Matsumoto, Y. and Ohmura, R., LoRa-based precision wireless structural health monitoring system for bolted joints in a Smart City environment, IEEE Access, Vol.7 (2019), pp. 179235–179251.
- Yamamoto, A., Nezi teiketsu no riron to keisan (1970), pp. 43–52, Yokendo Ltd. Publishers (in Japanese).
- Zhang, Z., Liu, M., Su, Z. and Xiao, Y., Quantitative evaluation of residual torque of a loose bolt based on wave energy dissipation and vibro-acoustic modulation: A comparative study, Journal of Sound and Vibration, Vol.383 (2016), pp.156–170.