

圧電素子を用いたトラス型構造物のヘルスマonitoring技術* (ボルトの締め付け状態の推定ならびに損傷評価指数)

江 鐘 偉^{*1}, 竹内保隆^{*2}

Health Monitoring Technique for Truss Structure with PZT Patches (Estimation of Fastening Condition of Bolts and Damage Indices)

Zhongwei JIANG^{*3} and Yasutaka TAKEUCHI

^{*3}Department of Mechanical Engineering, Yamaguchi University,
2-16-1 Tokiwadai, Ube-shi, Yamaguchi, 755-8611 Japan

This work presents a study on development of a practical and quantitative technique for assessment of the structural health condition by piezoelectric impedance-based technique associated with longitudinal wave propagation method. A truss structure constructed by aluminum beams and piezoelectric patches is investigated experimentally for estimation of the fastening condition of bolts which is supposed to be a kind of infancy damage. The bolt fastening condition is adjusted by torque wrench. In order to estimate the damage condition numerically, three damage indices, impedance peak frequency shift ΔF , peak amplitude ratio δ and quality factor ratio γ , are proposed in this paper. Furthermore, an assessment method is described for estimation of the damage by using these three damage indices. As an example, estimation of fastening torques on the bolt is illustrated. With a plenty of experiment results, the damage indices proposed in this work are validated useful for assessment not only of the looseness of bolts and also for any other structural infancy damage, such as the concentrated stress, small crack and so on.

Key Words: Structural Health Monitoring, Truss Structure, PZT Patches, Piezoelectric Impedance Response, Looseness of Bolts, Damage Assessment Indices

1. 緒 論

トラス型をした構造物には古くから橋や鉄塔などがあり、近年でも人々の生活に身近に存在する場合が多い。そのためトラス構造を用いた鉄橋や高架橋、送電線鉄塔が崩落や崩壊すると多くの人命が失われ、また経済活動が停止することで膨大な資金や資源が無駄になる。例えば1962年にオーストラリアで溶接鋼橋が鋼材の欠陥のため亀裂を生じ落橋している。1998年には香川県で送電線鉄塔のボルトがいくつか抜け他のボルトが折れることで、鉄塔が倒壊して停電や通行止めなどの被害が出ている。そこで橋や鉄塔などの構造物の崩落や崩壊を防ぐために損傷を早期に発見し対策を講じる必要がある。

構造物の損傷の種類としては鋼材のひび割れや腐食、ボルトの緩みや脱落などがある。鋼材のひび割れやボルトの緩みは塗装に隠れ分りにくい場合があり、早期発見が難しい。さらに鋼材のひび割れは金属疲労の場合が多く、鋼橋のほかにも高速道路内の標識柱が、その基部に風や交通で起こる振動により繰り返す応力を受け金属疲労から亀裂が生じ折損した報告もある⁽¹⁾。

そのため近年、鋼材の内部応力やボルトの状態を定常的に検知できる技術の開発が求められている。

構造物を破壊せずに損傷を検出する方法としては非破壊検査と構造物ヘルスマonitoring技術がある。非破壊検査は局所的に使用することが多く、超音波パルスの反射波を利用した超音波深傷法や、亀裂が発生する時に出る弾性波を利用したAE(Acoustic Emission)法などがある。構造物ヘルスマonitoring技術は構造材料中に神経やニューロンのようにセンサを埋め込み、または取り付けることで構造物に生じたひずみや応力変化、材料中に発生した損傷等をリアルタイムで自己検知・診断する技術である⁽²⁻⁹⁾。構造物ヘルスマonitoringに利用するセンサには光ファイバを用いたものや圧電素子を用いたものがある。光ファイバを用いたセンサは材料中全体に埋め込み神経のように使用するため、構造物の材料特性を損なう可能性があり、また現存の構造物には後から埋め込むことが難しい⁽¹⁰⁾。一方、圧電素子はセンサとして機能すると同時にアクチュエータとしても機能し、構造材料に貼りつけるだけで使用できるため、構造物の損傷計測・評価に関わる技術開発が近年注目されるようになった^(6,9)。

圧電素子による計測方法の1つとして素子をセンサかつアクチュエータとして用いたインピーダンス計

* 原稿受付 2002年6月24日。

^{*1} 正員, 山口大学工学部(〒755-8611 宇部市常盤台2-16-1)。

^{*2} 山口大学大学院理工学研究所。

E-mail: jiang@yamaguchi-u.ac.jp

測法がある⁸⁾⁹⁾。この方法の基本原理は構造物中の損傷による物理的変化が構造物の機械的インピーダンスの変化をもたらすので、その変化を構造物に貼りつけている圧電素子の電気的インピーダンスの変化を記録することで評価する方法である。圧電素子インピーダンス計測法は高感度で微小損傷の検出に有効である一方、定量的な評価法は未だに確立されていない。そこで著者ら⁸⁾は構造物の基本要素である梁材について縦弾性波による微小損傷の定量評価法を提案した。

本研究ではその発展として鉄橋や高架橋、そして鉄塔などトラス型構造物を取り上げ、構造物に生じた初期損傷を定量的に計測・評価するヘルスマonitoring技術の確立を目指す。構造物の初期損傷には、金属疲労によるひび割れや繰返し荷重による応力集中、溶接部の剥離、ジョイント部のボルトの緩みと脱落などがある。本研究では損傷状態が定量的に与えられることと、繰返し計測に再現性が保てることを考え、損傷モデルとしてジョイント部のボルトの締め付け具合を取り上げ、損傷の定量評価法を開発し、さらにその実用性と有効性について検証する。

2. 計測システムとトラス型構造物

一般に構造物を質量・バネ・ダンパ系としてモデル化できるため、構造物に何らかの要因で損傷が発生すると健全時に比べ構造物の剛性や減衰率などによる構造物の機械的インピーダンスが変化する。この損傷の発生と機械的インピーダンスの変化の関係から、機械的インピーダンスの計測を行うことで構造物の健康状態（損傷の有無）を評価しようというのがインピーダンス計測法の概念である⁸⁾。しかし、構造物の初期損傷や小さい損傷をもたらした機械的インピーダンスの変化も微小のため、それを高精度に計測することは一般的に困難である。本研究では、構造物に取り付けられた圧電素子の電気的インピーダンスを高精度に

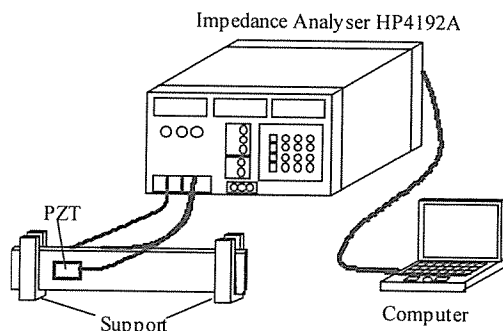


Fig. 1. Impedance measuring system and experimental setup.

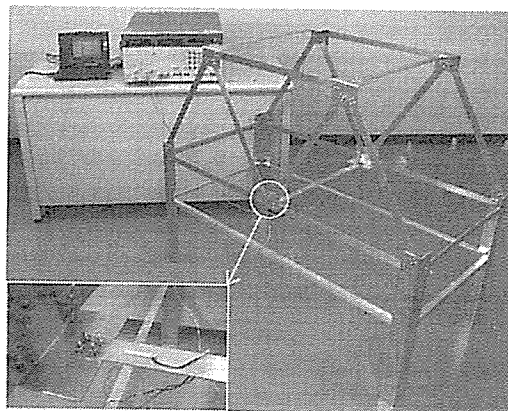


Fig. 2. Truss structure embedded with PZT patches.

計測することで、構造物の機械的インピーダンス変化すなわち、構造物の損傷状態を定量的に評価する技術を開発することを試みる。

図1に実験用計測システムの概略図を示す。基礎実験ではトラス型構造物の構成要素である梁の裏表対称の位置に圧電素子 PZT をペアで貼りつけ、両 PZT 素子に同時に交流電圧をかけ、構造物中に縦弾性波を発生させる。圧電素子の電気的インピーダンス応答は、インピーダンスアナライザ(HP 4192A)を用いて次の手順で行われる。

Computer より計測する周波数範囲と掃引周波数ステップを Impedance Analyzer に入力すると、それに対応した一定電圧 (1Vrms) の交流信号が PZT に加えられ、素子の伸縮より構造物に弾性波が生じる。これによって構造物に生じた定常波が PZT に電位変化をもたらす。この電位変化が Impedance Analyzer 内でインピーダンスに計算され Computer に転送、データとして記録される。

基礎実験に用いたトラス型構造物の写真を図2に示す。本構造物の大きさは縦 x 横 x 高さ=1100x550x 1000 (mm)である。また、構成要素の梁はアルミニウム製で、両端に直径φ4の取り付け用ネジ穴をそれぞれ4つ開けている。圧電素子は梁の左端から40mmのところ両面にペアで取り付けられている。本実験に使用した梁材と圧電素子の物性値を表1に示す。

3. 圧電素子の駆動法ならびに測定法

構造物を質量・バネ・ダンパ系としてモデル化できるため、構造物に生じた損傷はこの質量・バネ・ダンパ系のパラメータの変動としてみる事ができる。また、これらのパラメータの変化は、系の固有周波数や振幅などを測定することで算出できることは一般的に

Table 1 Material properties of truss structure and PZT patch.

Aluminum beam element in truss structure	
Length l_s (mm)	500
Width w_s (mm)	25
Thickness h_s (mm)	2
Density ρ_s ($\times 10^3 \text{ kg/m}^3$)	2.70
Young's modulus E_s ($\times 10^{10} \text{ N/m}^2$)	7.06
Piezo-electric element (C-6)	
Length l_a (mm)	25
Width w_a (mm)	4
Thickness h_a (mm)	0.3
Density ρ_a ($\times 10^3 \text{ kg/m}^3$)	7.4
Relative dielectric constant ϵ_{33}^T	2000 \pm 300
Piezo-electricity constant d_{31} ($\times 10^{-12} \text{ m/V}$)	-195
Young's modulus Y_{11}^E ($\times 10^{10} \text{ N/m}^2$)	5.8
Induced loss $\tan \delta$	2.1
Frequency constant N_{31} (Hz \cdot m)	1400

知られている。しかし実問題として、トラス型構造物のような一般的な構造物は連続体であり、数多くの質量・バネ・ダンパ系の組み合わせからなる。そのため、どのような損傷がどのモード、あるいはどの周波数で計測すれば精度よく測定できるか検討する必要がある。

本研究で対象とするトラス型構造物の構成要素は梁であるため、外乱を加えたときに発生する振動モードには曲げモードやねじれモード、縦振動モードなどがある。本研究では、梁の縦振動モードに着目し、圧電素子をペアで取り付け、同時駆動することにより、曲げ振動モードやねじれモードの発生を軽減する工夫を施している。

さて、縦振動モードのみを考える場合、長さ l の両端自由または両端固定の梁の縦固有振動数は

$$f_n = \frac{c}{2l}n = \frac{n}{2l} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad n = 1, 2, 3, \dots \quad (1)$$

により求められる。ここで、 c は梁の内部を伝わる位相速度であり、材料定数のヤング率 E と密度 ρ で決まる。例えば、表 1 に示すアルミニウム梁の場合、その固有周波数は $f_n = 5.11n$ (kHz) となる。

一方、一端自由他端固定の場合はその固有振動数が

$$f_n = \frac{(2n-1)c}{4l} = \frac{(2n-1)}{4l} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad n = 1, 2, 3, \dots \quad (2)$$

であり、表 1 の物性値を代入すると $f_n = 2.55(2n-1)$ (kHz) となる。

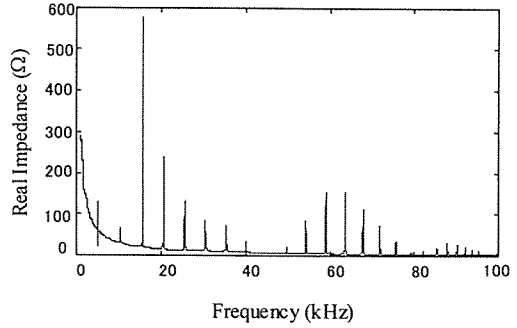


Fig. 3. Impedance response of an element beam used for the truss structure.

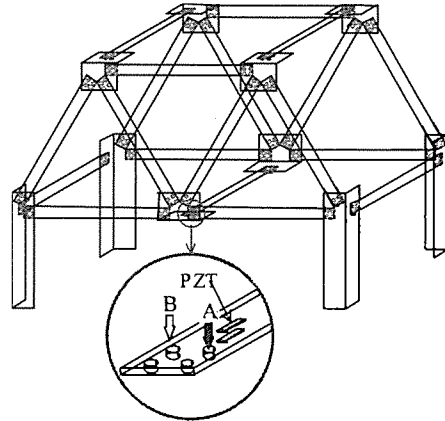


Fig. 4. Sketch of the truss structure and position where the bolts and PZT are considered in experiment.

図 3 に本構造物に用いられるアルミニウム梁に対して、1kHz \sim 100kHz までの範囲で測定した素子インピーダンス応答の実部の結果を示す。インピーダンス応答は複素数となっているが、虚部のほうが誘電率の影響を受け微小変化が表れにくく、実部のほうが損傷による変化をより顕著に捕らえるため、本研究では以下インピーダンスの実部を用いることとする。

図より、縦振動モードを表すパルスの周期は約 5kHz で、式(1)で求めた基調周波数 $f_0 = 5.11 \text{ kHz}$ とほぼ同じことと、パルス振幅の大きさは 20kHz と 60kHz 付近がもっと大きいことが分かる。

前記の梁と L 字型ジョイント部を用い、図 4 のトラス型構造物を組み立て、各梁を 4 本のボルトよりジョイント部に取り付け、トルクレンチを用いてそれぞれのボルトに 2.0Nm のトルクを一様に加えた。また、構造物の中央部に図 3 の結果を採取した梁を取り付け、図 3 と同様なインピーダンス計測を行った。その結果を図 5 に示す。

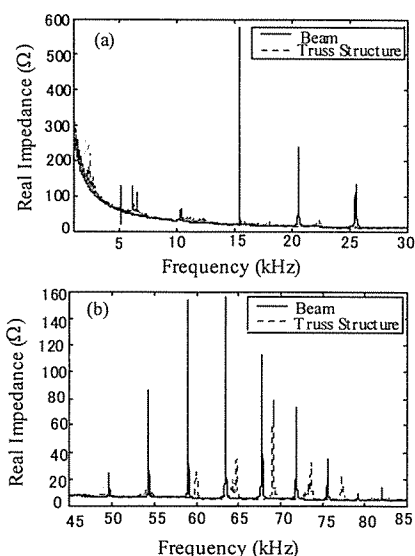


Fig. 5. Comparison of the impedance responses obtained from the beam in free case and fixed on truss structure.

梁単体との比較のため、図5に1-30 kHzの低周波数域と45-85 kHzの高周波数域に分けて梁単体の場合とトラス型構造物に取り付けた場合の結果を同時に示す。Fig.5(a)より低周波数域では、梁単体の場合に見られたインピーダンスパルスが、梁を構造物に取り付けた後ほとんど見られなくなる。一方、高周波数域(図5(b))では、両方ともインピーダンスパルスがほぼ同間隔で出ているものの、基調周波数の二分の一ほどずれていることが分かる。これは式(1)、(2)に示す取り付け部分の境界条件によるものと考えられる。以上のことから、トラス型構造物の損傷を調べる際に低周波数域(1-30kHz)では取り付けなどによる構造的な影響を受けやすいため、本研究の対象外とする。

一般的にインピーダンス計測法を用いた場合、構造物に発生した損傷がもたらすインピーダンスの変化

は測定周波数域によって異なる。そのため、どの周波数域を使用するかが計測精度と評価信頼性に大きく影響する。図5(b)より、高周波数域45-85 kHzではインピーダンス波形の大きさは梁単体の場合に比べ構造物に取り付けられた場合のほうが小さくなっているが、計測値として十分大きな値を持っていることが分かる。以下では、構造物の損傷評価にこの周波数域を利用することが妥当かどうかを詳細に検討する。

圧電素子長さによる振動モードを考える場合、図6に示すように圧電素子でサンドイッチされた梁の部分を取り出してその固有周波数を求めてみる。ここで、取り出した部分における圧電素子と梁はそれぞれ断面積一様、材質均一であると仮定する。また、圧電素子が梁に完全に固定されており、同一断面におけるひずみは等しいと仮定する。梁の長さ方向に合わせてx軸をとり、座標xにおける横断面のx方向変位をu(x,t)とする。梁の断面積をA_s、縦弾性係数をE_s、単位体積当りの質量をρ_sとして、圧電素子の断面積をA_a、縦弾性係数をE_a、単位体積当りの質量をρ_aとすると、その運動方程式は式(3)のようになる。

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \frac{(A_s E_s + 2A_a E_a)}{(\rho_s A_s + 2\rho_a A_a)} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = c^2 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \dots\dots\dots(3)$$

従って圧電素子でサンドイッチされた部分を伝わる位相速度cは式(4)で表せる。

$$c = \sqrt{\frac{A_s E_s + 2A_a E_a}{\rho_s A_s + 2\rho_a A_a}} \dots\dots\dots(4)$$

さて、圧電素子でサンドイッチされた部分に定在波が存在するとすると、その固有周波数は両端の境界条件に依存するので、固有周波数が最も高い境界条件である両端自由または両端固定の場合と、最も低い条件である一端固定一端自由の場合について固有周波数を算出した。それぞれ式(5)と(6)に示す。

$$f_n = \frac{n}{2a} \sqrt{\frac{A_s E_s + 2A_a E_a}{A_s \rho_s + 2A_a \rho_a}} \quad n=1,2,3 \dots\dots\dots(5)$$

$$f_n = \frac{(2n-1)}{4a} \sqrt{\frac{A_s E_s + 2A_a E_a}{A_s \rho_s + 2A_a \rho_a}} \quad n=1,2,3 \dots\dots\dots(6)$$

表1に示す圧電素子および梁の物性値を式(5)と式(6)に代入し算出した一次モードの固有周波数はそれぞれf₁=42.29 kHzとf₁=84.58 kHzであった。つまり実際の構造物考えた場合、周波数領域42-84 kHzにおいて圧電素子の出力が最も大きいことが予想できる。これは図5(b)の結果とも一致している。従って、本研究では、周波数域42-84 kHzにおけるインピーダンス値が

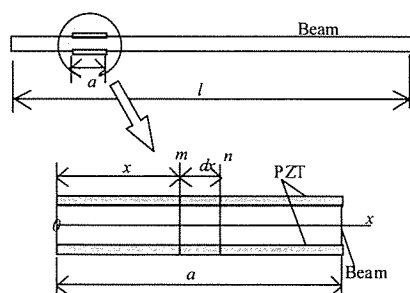


Fig. 6. Analysis model of the sandwich structure consisted of a beam and two PZT patches.

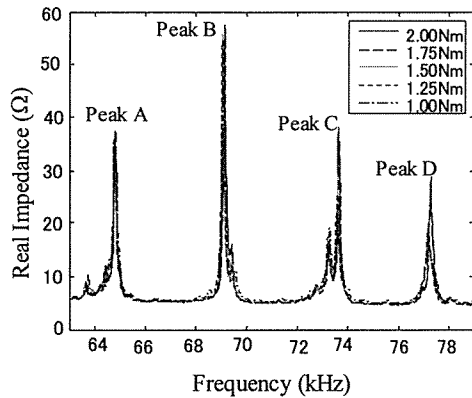


Fig. 7. Variation of impedance response as a function of the fastening torque.

もっとも大きい波形の前後のものを対象周波数域とし、損傷の定量的な評価法を探索する。

4. 構造物損傷の評価指数

構造物の損傷状態を再現できる損傷モデルとしてボルトの締め付け状態を考える。この方法は、トルクの緩みの調整はトルクレンチで行うため、締め直すことで何回も計測することもできる。始めに、構造物全てのボルトをトルクレンチで一様に2.0Nmに締め付け、この状態を健全時状態とする。次に、図4に示す位置にあるBol Aをトルクレンチで0.25 Nm刻みで2.0 Nmから0.5 Nmまで緩め、それぞれの状態における圧電素子のインピーダンス応答を計測する。掃引周波数域を63.0-79.0 kHzとして得られた結果を図7に示す。さらに各ピーク波形を拡大したものを図8に示す。ここで、周波数域64.0-65.5 kHzにあるピーク波形をPeak Aとし、周波数域68.0-70.0 kHzにあるピークをPeak B、周波数域72.0-74.5 kHzにあるピークをPeak C、周波数域76.0-78.5 kHzにあるピークをPeak Dとする。

図8よりトルクの減少に対して各波形のピークが左へシフトし、その振幅も減少することが分かる。これらの特徴に着目し、ボルトの締め付けトルクの推定方法を検討する。図8に示すこれらのピーク波形の変化様子によれば、構造物の損傷を質量・バネ・ダンパ系でモデル化できるので、以下ではこの1自由度系のパラメータに対応する損傷評価指数を提案する。

1) 評価指数 I : ピーク周波数シフト量 ΔF

図8よりインピーダンス波形の変化を最も顕著に表せるパラメータはピーク周波数の変化であることが分かる。そこで損傷の評価指数の一つとしてピーク周波数のシフト量を利用することを考える。一般的に構造物に損傷が発生すると、損傷部の応力集中などによ

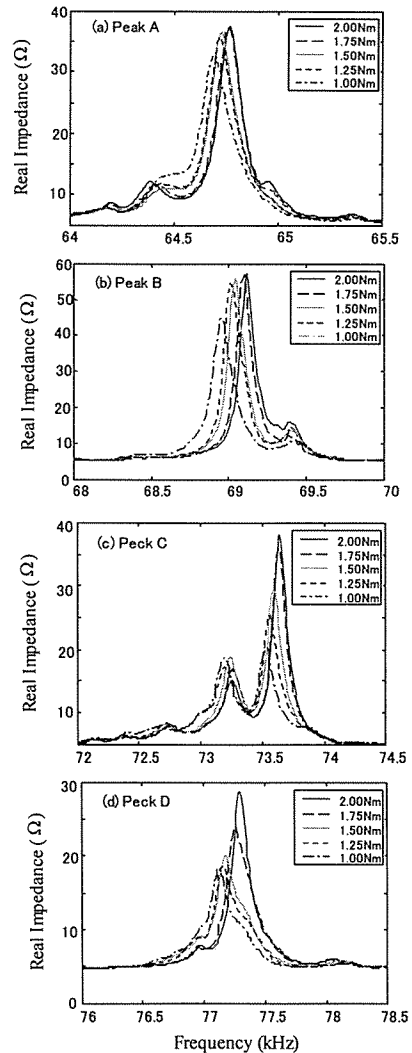


Fig. 8. Detail plots of the impedance responses at (a) Peak A, (b) Peak B, (c) Peak C, (d) Peak D of Fig. 7.

り内部を伝播する弾性波に変化が起り、それに伴って構造物の共振周波数が変化する。そこで、健全時に計測しておいた周波数応答と比較することで損傷の発生や程度などを知ることができる。本研究では、健全時状態におけるインピーダンスピーク周波数を f_h 、損傷時のピーク周波数を f_d とし、健全時に対するピーク周波数シフト量 ΔF を次式で定義する。

$$\Delta F = |f_h - f_d| \quad \dots\dots\dots (7)$$

本損傷評価指数を用い、図8に示す周波数域の異なる4つの波形について、それらのピーク周波数シフ

ト量 ΔF を算出し、その結果を図9に示す。図中の PeakA~PeakD はそれぞれ図8のピーク波形に対応するピーク周波数シフト量 ΔF を締め付けトルク T の関数としてプロットしたものである。また、Average はこれら4つのピーク周波数シフト量を平均したものである。図より、各ピーク波形から算出されたピーク周波数シフト量にばらつきがみられるものの、ピーク周波数シフト量が締め付けトルクの減少に対して単調に増大していることが分かる。また、締め付けトルクが 1.0Nm 以下になると、特に Peak C と Peak D の周波数シフト量が急に大きくなる。従って、締め付けトルク 1.0Nm を構造物損傷の危険値として捉えることもできる。さらにボルトの締め付けトルクが 1.0Nm 以下になると、ピーク波形の変化が激しくなり、各ピーク波形から算出した周波数シフト量も大きくばらついてくることがある。一方、その平均値を取った曲線 Average は締め付けトルクに対して線形的に変化しており、各ピーク波形間のばらつきを吸収する効果が確認できる。そこで、この平均値 $\Delta \bar{F}$ を利用して締め付けトルクの大きさを推定することを考える。

前述の通り、締め付けトルクが 1.0Nm 以下になると算出したピーク周波数シフト量のばらつきが大きいことと、1.0Nm が危険値であることを考えると、締め付けトルクが 2.0Nm~1.0Nm 間のデータに対して求めた複数のピーク周波数シフト量の平均値 $\Delta \bar{F}$ を用い、締め付けトルクの推定値を式(8)で与えることができる。なお、式(8)の各係数は回帰分析より求めたものである。

$$\tilde{T} = 1.966 - 0.00718\Delta \bar{F} \dots\dots\dots(8)$$

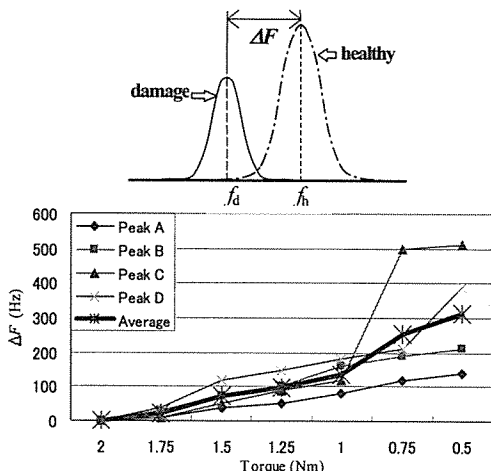


Fig. 9. Definition of Peak Frequency Shift ΔF and its variation at each peak to the fastening torque.

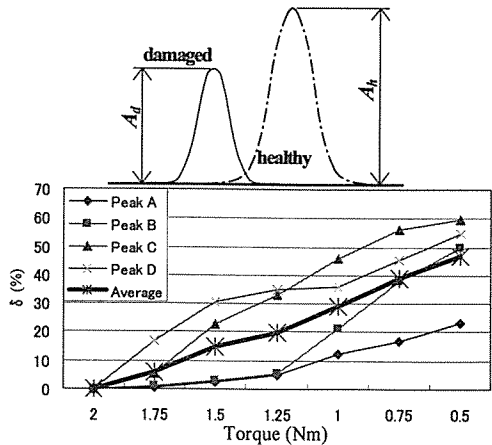


Fig. 10. Definition of Peak Amplitude Ratio δ and its variations at each peak to the fastening torque.

2) 評価指数 II : ピーク振幅比変化率 δ

インピーダンスピーク波形の最大振幅はピーク周波数シフト量と同様に損傷状態に対して顕著に変化することは図8から明白である。次にインピーダンスピーク波形の最大振幅の変化を損傷の評価指数として用いることを考える。健全状態のピーク振幅を A_h 、損傷時のピーク振幅を A_d とした場合(図10)、振幅比変化率 δ を次式のように定義する。

$$\delta = \left| \frac{A_h - A_d}{A_h} \right| \times 100 (\%) \dots\dots\dots(9)$$

図9に倣って、Peak A~Peak Dにおけるピーク振幅比変化率 δ とその平均値を図10に示す。図よりピーク振幅比変化率もボルトの締め付けトルクの減少に対し単調に増大していることが分かる。また、Peak A と Peak B は Peak C と Peak D に比べ、 δ 値が全体的に低めに出ていることや、各ピークにおけるデータのばらつきのあることが分かる。一方、これら4つのピーク波形の振幅比変化率を平均化するとその平均値 $\bar{\delta}$ が締め付けトルクに対して線形的である。従って、式(8)と同様に、ピーク振幅比変化率の平均値 $\bar{\delta}$ を用いて、締め付けトルク T を次式より推定できる。

$$\tilde{T} = 1.979 - 0.03467\bar{\delta} \dots\dots\dots(10)$$

3) 評価指数 III : Q 値比変化率 γ

損傷部に発生または伝播する波動エネルギーの損失を評価する指数として Q 値を用いた Q 値比変化率 γ を考える。Q 値は、ピーク波形の鋭さを表すものであり、図11に示すように定義される。すなわち、ピーク波形の最大振幅とそれに対応する周波数を

A_{max} , f_0 とし, ピーク最大振幅の $1/\sqrt{2}$ 倍に対応する周波数をそれぞれ f_1, f_2 とすると, Q 値は次式で与えられる.

$$Q = \frac{f_0}{f_2 - f_1} \approx \frac{1}{2\zeta} \dots\dots\dots(11)$$

また, 質量・バネ・ダンパ系においては, Q 値は系の減衰比 ζ で近似されるため, 損傷部の減衰特性の評価指数として利用できると考えられる. そこで, 構造物健全時の Q 値を Q_h , 損傷時のものを Q_d とすると, Q 値比変化率 γ を次のように定義する.

$$\gamma = \left| \frac{Q_h - Q_d}{Q_h} \right| \times 100 (\%) \dots\dots\dots(12)$$

例えば, 損傷箇所での応力集中などによる波動エネルギーの損失が起こると, そのエネルギーの損失量は Q 値比変化率でみることが可能と考えられる.

Fig8に示す Peak A~Peak Dの波形に対して, Q 値比変化率 γ を求めた結果を図11に示す. 図より, ボルトの締め付けトルクの減少に対して, Q 値比変化率は上昇する傾向にあるものの, 図9および図10に比べ, 各ピーク波形から算出した Q 値比変化率のばらつきはかなり大きい. これは Q 値の算出値がピーク波形の形に大きく影響されるためと考えられる. しかし, 複数のピーク波形から算出した Q 値比変化率の平均を取れば, その値はボルトの締め付けトルクに比例することが分かる. 式(8)と(10)と同様に, Q 値比変化率の平均値 $\bar{\gamma}$ から回帰分析より求めた締め付けトルクの推定式は次式となる.

$$\tilde{T} = 2.095 - 0.04314\bar{\gamma} \dots\dots\dots(13)$$

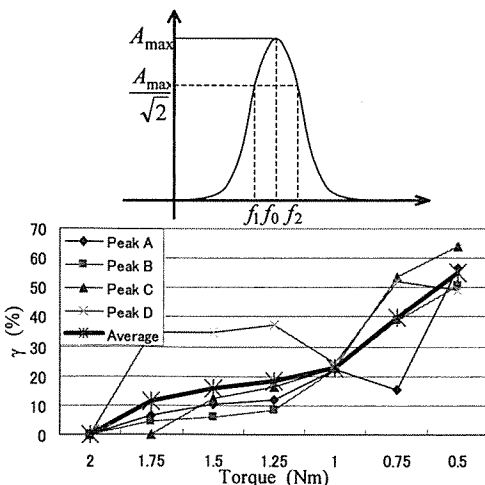


Fig. 11. Definition of Quality Factor Ratio γ and its variations at each peak to the fastening torque.

4) 損傷評価指数の有効性検証

構造物の損傷を質量・バネ・ダンパ系でモデル化できるとの考えから, 損傷評価指数として, ピーク周波数シフト量 ΔF (式 7), ピーク振幅比変化率 δ (式 9) および Q 値比変化率 γ (式12)を提案した. また, これらの評価指数を単独で用いることで, 損傷の程度(本例ではボルトの締め付けトルク)を定量的に推定する実験式 (8, 10, 13) を示した. しかし, 実際の実験では, トラス型構造物ジョイント部のボルトを締め付ける順序や締め付けてから経過した時間などによっては, 測定されるインピーダンスピーク波形の一部が図8に示したものと異なる場合がある. 例えば, ある周波数域においては, ボルトを緩めていくとピーク周波数の変化が見られず, ピーク振幅のみが変化する場合もあった. これは, ジョイント部のボルトの締め付け順番などが異なると, ジョイント部に生じた内部応力分布が微妙に変化していると考えられる. このような損傷と無関係の外部影響のある程度抑え, 推定精度を向上させるため, 重回帰分析より損傷程度を定量的に評価する推定式を次のように与えることができる.

$$\tilde{T} = \alpha_0 + \alpha_F \Delta \bar{F} + \alpha_d \bar{\delta} + \alpha_g \bar{\gamma} \dots\dots\dots(14)$$

係数 $(\alpha_0, \alpha_F, \alpha_d, \alpha_g)$ は提案した3つの評価指数の平均値 $(\Delta \bar{F}, \bar{\delta}, \bar{\gamma})$ から求めるものである. 図9~11に示す例について求めた各係数を表2に示す.

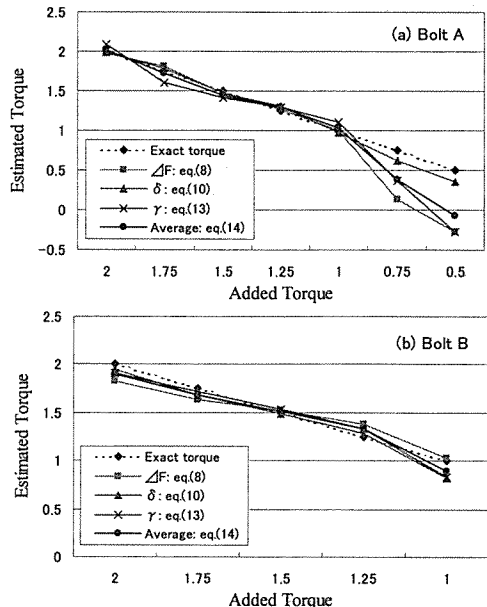


Fig. 12. Estimations of the fastening torque on (a) Bolt A and (b) Bolt B by Eqs.(8), (10), (13) and (14).

Table 2 Coefficients of estimation equation (14).

α_0	α_F	α_d	α_g
2.01398	-0.00239	-0.01155	-0.01438

さて、式(8, 10, 13)および式(14)と表2を用いて算出した Bolt A の締め付けトルクの推定値を図1 2(a)に示す。図中の破線は実際にボルトに与えたトルクを表す。図より、締め付けトルクが 1.0Nm ところから推定曲線の傾きが急に変化し、構造物が危険状態にあることを暗示していることが分かる。またそれぞれの場合について推定誤差累積平方和をまとめ、表3に示す。表より、重回帰分析より求めた推定式(14)の誤差が比較的小さいことが分かる。

Table 3 Torque estimation errors for Bolt A.

Eq.8 (ΔF)	Eq.10 (δ)	Eq.13 (γ)	Eq. 14(Ave)
0.00572	0.00529	0.05342	0.00568

さらに、図4に示すジョイント部の Bolt A と対称位置にある Bolt B について図8と同様な実験を行った。締め付けトルクを 2.0Nm~1.0Nm 間で変化させながら得られたデータに式(7, 9, 12)を適用し、それぞれの場合における3つの評価指数の平均値を求め、さらにそれらを式(8, 10, 13)と式(14)に代入し、締め付けトルクの推定値を求めた。その結果を図1 4(b)に示す。また、それぞれの推定誤差の平方和を表4に示す。図より、どのケースでも締め付けトルクがかなり精度よく推定されたことが分かる。表4に示す推定誤差を見ると、式(14)を用いた場合の推定誤差がもっとも小さいことが分かる。

Table 4 Torque estimation errors for Bolt B.

Eq.8 (ΔF)	Eq.10 (δ)	Eq.13 (γ)	Eq. 14(Ave)
0.06282	0.04178	0.04271	0.03418

以上のことから、本研究で提案した3つの評価指数はボルトの締め付けトルクの定量評価に有効であるといえる。また、本評価指数はボルトの緩み具合といった微小な損傷評価に有効だけでなく、金属疲労による内部応力の変化や構造損傷による材料性質の変化などに対しても使用できる。但し、特定の構造損傷を本評価法より推定する場合、推定式(14)または式(8, 10, 13)の各係数を求めるための予備実験が必要である。

5. 結 言

本研究では鉄橋や高架橋、送電線鉄塔などの構造物における初期損傷の早期発見を目指し、圧電素子によるインピーダンス計測法を用い、トラス型構造物の微小な損傷に対する評価方法ならびに推定式を提案し、その有効性を検証した。本研究の結果をまとめると次のようになる。

1. 構造損傷を質量・バネ・ダンパ系モデルと考え、3つの評価指数、すなわち、ピーク周波数シフト量、ピーク振幅比変化率および Q 値比変化率を提案した。
2. 上記3つの評価指数の平均値を用いることで、重回帰分析または重回帰分析により損傷程度を推定する方法を提示した。上記3つの評価指数を単独で利用して損傷の程度を推定することが可能であることと、3つの評価指数を総合的に用いたほうが測定誤差などによる影響をある程度克服でき、損傷の推定精度を向上させることを示した。

おわりに、本研究の遂行にあたり、いろいろと協力くださった日進工業(株)に謝意を表す。また、本研究の一部は文部省科学研究費助成金基盤研究(B)(No.11450092)を受けて行ったことを付記する。

参考文献

- (1) 標識柱事故調査技術委員会 “標識柱事故調査技術委員会報告”, <http://www.mex.go.jp/press/111222/04.html>
- (2) S.H.Diaz Valdes and C.Soutis, "Delamination Detection in Composite Laminates from Variations of Their Modal Characteristics", Journal of Sound and Vibration, Vol.228, 1-9, 1999.
- (3) 曾根, ほか4名, "ウェーブレット変換を用いた機械・構造物のヘルスマニタリングシステム(正規直交ウェーブレットの生成と断続的異常信号の検出)", 機論(C), 61-586, 2340-2346, 1995.
- (4) M.L.Wang, G.Heo, and D.Sarpathi, "A Health Monitoring System for Large Structural Systems", Smart Mater. Struct., Vol.7, 606-616, 1998
- (5) 武田, 岡部, "光ファイバセンサを用いた複合材料のヘルスマニタリング技術", 機論(A), 67-655, 378-383, 2001.
- (6) 河村, ほか3名, "電気・構造・音場連成系の着目する周波数帯域の解析", 機論(C), 64-618, 386-393, 1998.
- (7) Daryll J Pines and Philip A Lovell "Conceptual Framework of A remote Wireless health Monitoring System for Large Civil Structures", Smart Mater. Struct, Vol.7, 627-636, 1998.
- (8) C. Liang, F. P. Sun and C. A. Rogers, "Coupled Electro-Mechanical Analysis of Adaptive Material Systems : Determination of the Actuator Power Consumption and System Energy Transfer", Journal of Intelligent Material Systems and Structures, Vol.8, 335-343, 1997.
- (9) 江, 西村, 長南, "圧電素子を用いた縦弾性波計測による構造物の損傷監視と位置同定", 機論(C), 67-660, 2580-2586, 2001.