(25)トラス桁形式GFRP製橋梁用検査路の使用性と耐荷力

石井　佑弥[1]・中村　一史[2]・古谷　嘉康[3]・中井　裕司[4]・西田　雅之[5]

[1]学生会員　首都大学東京 大学院 博士前期課程　都市環境科学研究科都市基盤環境学域
（〒192-0397 東京都八王子市南大沢1-1）

[2]正会員　首都大学東京 大学院 准教授　都市環境科学研究科都市基盤環境学域
（〒192-0397 東京都八王子市南大沢1-1）
E-mail: hnaka@tmu.ac.jp

[3]正会員　株式会社高速道路総合技術研究所 道路研究部 橋梁研究室（〒194-8508 東京都町田市忠生1-4-1）

[4]正会員　前田工繊株式会社　東京営業第2部（〒103-0005 東京都中央区日本橋久松町9-9）

[5]正会員　日本エフ・アール・ピー株式会社（〒541-0057 大阪市中央区北久宝寺町2-2-13）

本研究では，既往の研究で開発されたトラス桁形式検査路の合理化および改良を図るために，ガラス繊維強化プラスチック（GFRP）アングル材を用いてトラス格点部を補強するとともに，格点間距離を延長し，床版厚を低くした実大模型（支間長6m）を製作して，その使用性と耐荷力を載荷実験により検証した．実験の結果，両モデルともに設計荷重に対するたわみ制限，振動使用性を満足すること，4点曲げ載荷実験からは，上弦材に破壊が生じたものの，最大荷重は設計荷重に対して4倍程度の余裕があり，十分に安全であるといえた．さらに，設計荷重における面外水平変位は小さいこと，弦材，斜材には，ほぼ理論値通りの軸力が発生していることから，トラス桁形式検査路は，トラス構造として効果的に機能していることが確かめられた．

Key Words : *inspection path, GFRP, serviceability, bearing capacity, shear failure*

1.　はじめに

我が国の道路橋の維持管理においては，5年に1度の定期点検が義務付けられ，近接目視が原則であることから，橋梁用検査路の必要性が高まっている．現在，検査路のほとんどが鋼製であり，沿岸地域では腐食に対する懸念があること，検査路を後から設置する場合，鋼製検査路は重いため，作業性に課題があることが指摘されている．

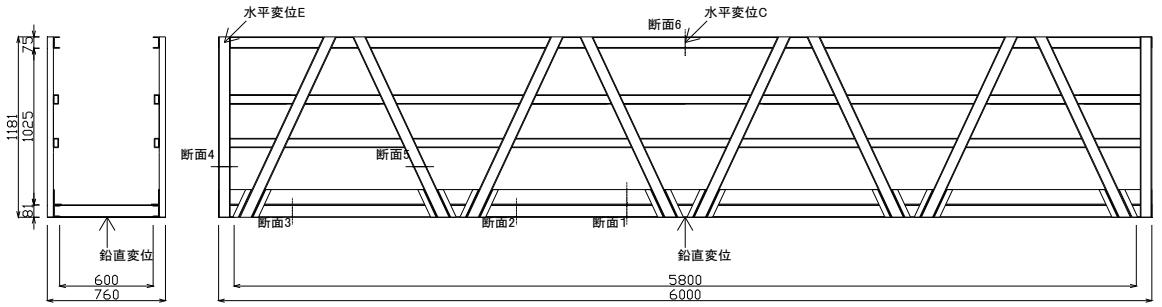
これらのことから，軽量で耐食性に優れた繊維強化プラスチック（FRP）製の検査路[1), 2)]が適用されはじめており，FRPの特性を活かしたトラス桁形式検査路[3)]が開発されている．しかしながら，このトラス桁形式検査路は，開断面のポニートラス形式であることから，面外方向に対する剛性が小さく，その対策が必要であること，様々な支間長への対応と床版の軽量化の余地があることなどに課題がある．

そこで本研究では，トラス桁形式検査路の合理化および改良を図るために，ガラス繊維強化プラスチック（GFRP）アングル材を用いてトラス格点部を補強するとともに，格点間の距離を延長し，床版厚を低くしたサンドイッチパネル床版の適用を試みた．このような合理化および改良を図った実大部分模型を用いて，トラス格点部の接合強度を検討した．また，実大模型を製作して，設計活荷重に対するたわみ特性と人力加振実験による振動使用性を検証した．さらに，4点曲げ載荷実験により，トラス桁形式の曲げ変形特性および耐荷力を検討した．

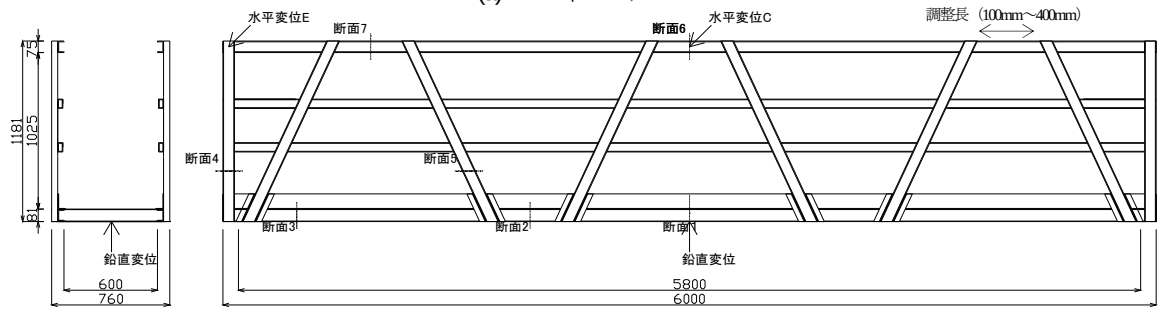
2.　GFRP検査路の設計条件と概要

(1)　設計条件

表-1に，検査路の設計条件を示す．本研究では，東・中・西日本高速道路会社より策定されているFRP検査路の設計基準[4)]を準用し，設計活荷重を3.5kN/m^{2}として，有効幅員に対して等分布荷重を考慮している．また，有効幅員は0.6m，手すり高さは1.1m，支柱間隔は1.9m以内である．手すりへの水平荷重，鉛直荷重は，それぞれ



(a) 4パネルモデル



(b) 3パネルモデル

図-1 トラス桁形式検査路の一般図

0.59kN/m，0.39kN/mである．また，設計活荷重に対するたわみ制限は，適用した基準には定められていないが，一般の歩道橋[5]におけるたわみ制限を採用し，支間長Lに対してL/600とした．なお，支間長は，標準的な検査路である6mとした．これは，多主桁橋の対傾構間隔で設置される検査路に相当するものである．

(2) 床版の低床化，パネル割の合理化

図-1に，設計対象としたトラス桁形式の検査路の一般図を示す．既往の研究[3]により，設計条件を満たし，実用性が検証されている4パネルモデルを標準形式とした．支間長は一般に適用される橋梁用検査路の規模である5.8mとし，標準とした4パネルモデル，後述する格点部の間隔を広げた3パネルモデルの2種類を検討対象とした．トラス面材には，GFRP引抜成形の溝形材を適用している．また，床版部には，サンドイッチパネル床版を採用しており，**図-2**に，その断面構成を示す．サンドイッチパネル床版の構造は，溝形材を両側に設置し，上下面にGFRP製のスキンプレートを配置して，内部をコア材である硬質発泡ウレタンで充填したものである．床版上面の両端には，防護板としての役割を担うGFRP製の爪先板を設置している．トラス桁形式の場合，爪先板は，トラス格点部の補強と下弦材の断面剛性に寄与することを設計で考慮している．

本研究のようなトラス桁形式の場合，適用支間長6m以下では，支間長に関わらず，主構高は，手すり高さ（1.1m）で一定であり，斜材の角度を変化させるとトラス格点部の構造が異なることとなり，その都度，設計が必要となる．既往の研究における検査路の設計および**第5章**の解析結果より，設計時の断面力には，部材の断面

表-1 設計条件

使用目的	橋梁点検
設計活荷重	3.5kN/m^2
手すり鉛直荷重	0.59kN/m
手すり水平荷重	0.39kN/m
有効幅員	0.6m
手すりの高さ	1.1m
支柱間隔	1.9m 以内
たわみ制限	L/600
適用支間長	6m

表-2 各部材の材料物性値

溝形材 C75	弾性係数（GPa）	39.5
	引張強度（MPa）	600.0
	圧縮強度（MPa）	725.9
溝形材 C100	弾性係数（GPa）	39.2
	引張強度（MPa）	512.0
	圧縮強度（MPa）	509.0
スキンプレート（板厚 3mm）	弾性係数（GPa）	8.8
	引張強度（MPa）	78.7
	圧縮強度（MPa）	145.3
硬質発泡ウレタン（FL30FA）	弾性係数（MPa）	4.5
	圧縮強度（MPa）	15.8
角パイプ	弾性係数（GPa）	32.5
	引張強度（MPa）	521.9
	圧縮強度（MPa）	458.0

耐力に対して十分に余裕があること，また，たわみ制限により断面剛性が決定されることから，2次応力など，部材にやや負担が生じても実用上は問題ないと考えられる．そこで，斜材の部材長，角度を一定として，**図-1**(b)に示すように，格点間に100～400mmの範囲で調整長を設けることで，様々な支間長に対応させることとした．**図-3**に，調整長を100～400mmとした場合の支間割を示

す．調整長を導入することで，様々支間長に柔軟に対応できることがわかる．なお，2,800mm以下では，短いため，桁構造でも十分に対応可能であること，また，3,700～4,250mmの範囲では，桁端部に調整長を加え，検査路の支持架台を張出して，検査路の支間長を見かけ上短くすることで対応することが考えられる．本研究では，標準形式の4パネルモデルに加え，最大調整長400mmを有する3パネルモデルについて検討した．

(3)　適用材料と材料特性

既往の研究[3]による検討結果を参考に，各部材における適用材料を選定した．上弦材，斜材，垂直材には，H75×B40×t5.0mm（C75）を，水平材（非構造部材）には，H60×B32×t4.0mmの角パイプを選定した．

サンドイッチパネル床版の低床化と軽量化を図るため，下弦材にはC100からC75に変更するとともに，上下面に配置するスキンプレートには，ガラス繊維チョップドストランドマットを連続成形した板材（厚さ3mm）を選定した．サンドイッチパネル床版の内部に充填するコア材には，硬質発泡ウレタンを適用した．サンドイッチパネル床版は，内部が充填され，スキンプレートと一体となって挙動すればよいため，硬さと単位体積重量が最も低いグレード（FL30FA）を選定した．サンドイッチパネル床版上面の両端に設置する爪先板は，H100×B50×t5.0mm（C100）から切り出したアングル材を用いるものとした．なお，C75およびC100の積層構成は，一方向材で，最外層にチョップドストランドマット基材を1層入れて補強したものである．以上の選定された材料については，JISに基づいた材料試験を行った．**表-2**に，各部材の材料物性値を示す．

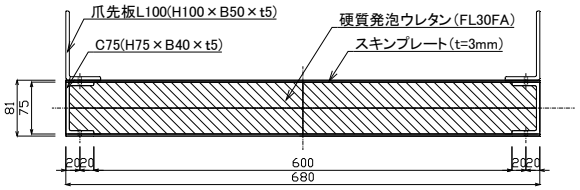


図-2　サンドイッチパネル床版

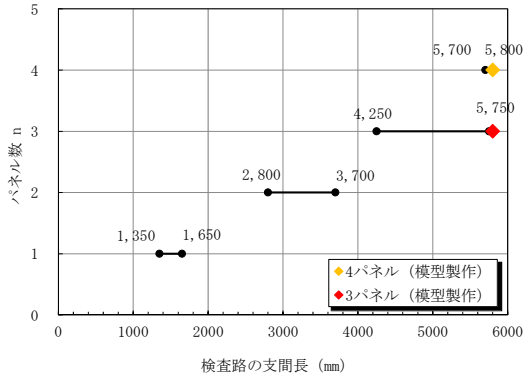


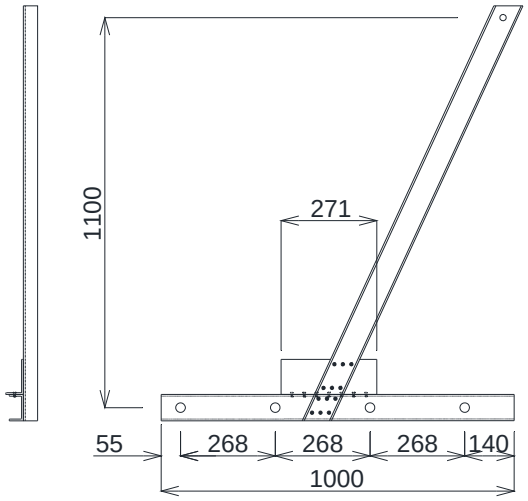
図-3　調整長を100～400mmとした場合の支間割

トラス格点部の接合，サンドイッチパネル床版の組立には，片側施工が可能なブラインドリベットによるリベット接合に接着剤を併用した接合とした．リベットには，ステンレス鋼製（SUS305）のブラインドリベット（直径4.8mm，引張耐力6.35kN，せん断耐力5.45kN）を使用し，接着剤には，構造用接着剤として汎用的に用いられている，変性アクリル系接着剤（ハードロックG-55-03）を選定した．接着剤の引張せん断接着強さ（JIS6850）は，32.7MPaである．

3.　トラス格点部の接合方法と接合強度の検討

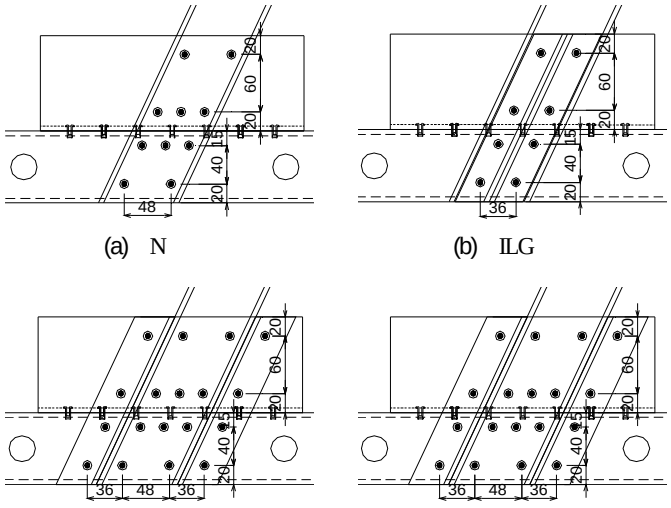
(1)　格点部の接合方法とモデル化

種々の補強を行ったトラス格点部の実大部分模型を製作し，載荷実験を行うことで接合強度を実験的に検討した．**図-4**に，実大部分模型による試験体，**図-5**に，格点部における補強方法を示す．本研究では，無補強を含む計3種類の補強方法について検討した．試験体Nは，無補強を示し，試験体ILGおよび試験体OLGは，格点部に



(a)　側面図　　(b)　平面図

図-4　部分模型による試験体



(a)　N　　(b)　ILG

(c)　OLG　　(d)　OLS

図-5　格点部の補強方法

おける斜材に対し，それぞれ内側，外側にGFRPアングル材を設置することで，補強したものである．なお，補強材は，斜材に使用するC75を爪先板の最上部に合わせた長さに切り出し，これを半割りにしたものとした．試験体OLSは，試験体OLGにおける下弦材を鋼材に置き換えたものである．また，リベットの配置はリベット間距離，縁端距離の推奨値[9]をもとに決定している．

(2) 面外方向の接合強度の検討

図-6に，面外方向載荷実験における試験体のセットアップを示す．下弦材ウェブの4点を鋼板とボルトで固定し，片持はりとした斜材の先端部を油圧ジャッキを用いて，鉛直方向に荷重を載荷した．面外方向載荷実験における試験体名には，**図-5**の各試験体の頭にLTRを付している．

図-7に，作用モーメントと載荷位置での鉛直変位の関係を示す．図より，作用曲げモーメントの最大値は，LTR-Nが最も小さく，LTR-OLSが最も大きいこと，LTR-ILG，LTR-OLGは，最大荷重まで類似した挙動を示していることがわかる．これらのことから，下弦材の剛性が接合強度に影響しているといえる．**図-8**に，破壊モードを示す．LTR-Nは，爪先板側におけるリベットで引抜け，斜材端部に破壊が生じた．LTR-OLGは，下弦材および爪先板に破壊が生じ，図を省略したが，LTR-ILGも同様に下弦材側の破壊であった．試験体の下弦材をC75のみとした場合では，実際の床版部における下弦材に比べ，剛性が小さく，接合部の破壊よりも下弦材側の破壊が先行したと考えられる．また，LTR-OLSの破壊モードは，斜材端部での破壊およびアングル材接着部のはく離で，接合部において破壊が生じた．**表-3**に，面外耐力と設計値の比較を示す．表の作用モーメントは，支間長5.8mにおいて，下弦材の格点部が均等に水平荷重を分担すると

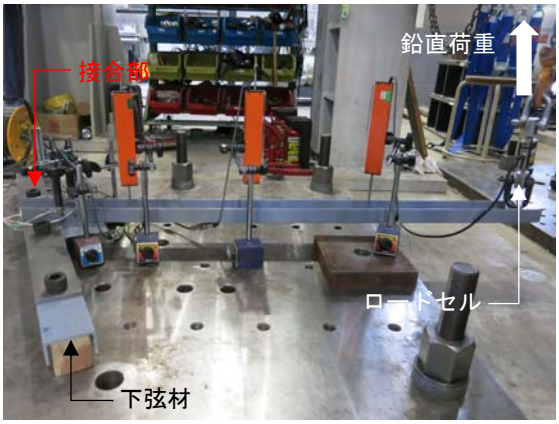


図-6 面外方向載荷実験における試験体のセットアップ

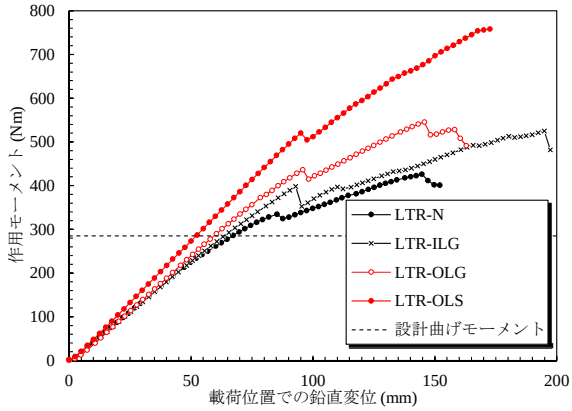
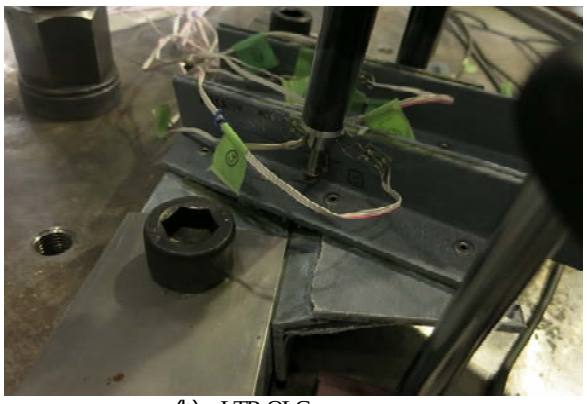


図-7 作用モーメントと載荷位置での鉛直変位の関係

表-3 面外耐力と設計値の比較

試験体名	最大荷重 P_{max} (N)	最大ストローク d_{max} (mm)	作用モーメント Me, Md (Nm)	M_e/M_d
設計値	284.7	—	313.2	—
LTR-N	387.3	144.7	426.0	1.36
LTR-ILG	477.0	194.9	524.7	1.68
LTR-OLG	495.6	145.7	545.2	1.74
LTR-OLS	689.2	172.6	758.1	2.42

(a) LTR-N



(b) LTR-OLG

図-8 面外方向の接合強度の検討における破壊状況

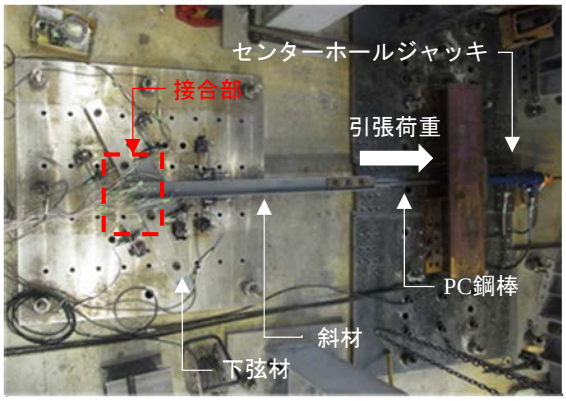


図-9　面内載荷実験における試験体のセットアップ

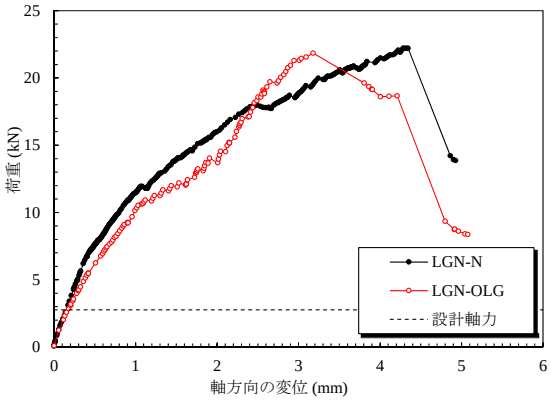


図-10　引張荷重と軸方向変位の関係

表-4　最大荷重と設計軸力の比較

試験体	設計軸力 P_d（kN）	リベットせん断耐力 P_r（kN）	最大荷重 P_{max}（kN）	最大荷重時のストローク d_{max}（mm）	P_{max}/P_d
LNG-N	2.78	54.5	22.2	4.3	7.99
LNG-OLG		98.1	21.8	3.2	7.84

考え，手すりの水平荷重（0.39kN/m）より算出した．すべての試験体の作用モーメントは，手すりの水平荷重から算出した設計曲げモーメントに対し，1.3倍以上であることが確かめられた．また，LTR-OLSにおいては，約2.4倍の余裕があることが確かめられた．

(3)　面内方向の接合強度の検討

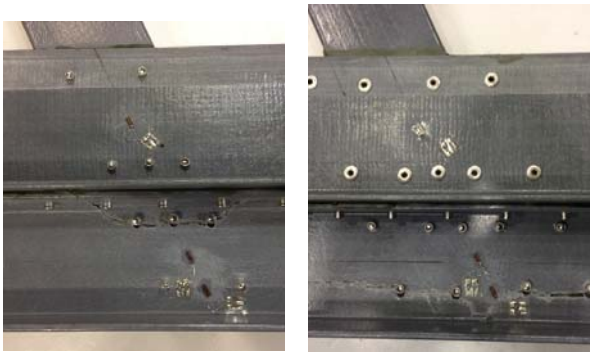
図-9に，面内載荷実験における試験体のセットアップを示す．下弦材ウェブの4点を鋼板とボルトで固定し，斜材の先端部に高力ボルトでPC鋼棒を接合した．そのPC鋼棒をセンターホールジャッキを用いて緊張することで，斜材の軸方向に引張荷重を載荷した．面内方向載荷実験における試験体名には，**図-5**の試験体名の頭にLNGを付している．無補強であるLNG-Nと，格点部をアングル材で補強したLNG-OLGの2ケースについて検討を行った．

図-10に，引張荷重と軸方向変位の関係を，**図-11**に，破壊状況を示す．また，**表-4**に，最大荷重と設計軸力の比較を示す．図より，LNG-N，LNG-OLGともに，最大荷重まで類似した挙動を示していることがわる．破壊モードは，下弦材側における母材の引裂き破壊であったが，**表-4**より，各試験体ともに，設計軸力に対して約8倍の最大荷重であり，十分な余裕があることが確認された．

4.　サンドイッチパネル床版の曲げ特性の検討

(1)　サンドイッチパネル床版の断面剛性の評価

サンドイッチパネル床版は，軽量で剛性が極めて小さいコア材を有することから，構造部材としてのたわみ特性を評価するためには，せん断変形による付加たわみを考慮する必要がある．また，GFRPアングル材（爪先板）を有する複雑な合成断面であることから，ここでは，実



(a)　LNG-N　　(b)　LNG-OLG

図-11　面外方向の接合強度の検討における破壊状況

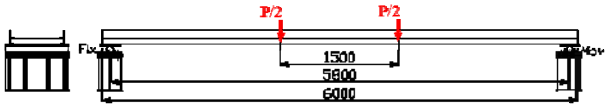


図-12　サンドイッチパネル床版（支間方向）のセットアップ

表-5　サンドイッチパネル床版の断面諸元

軸剛性（kN）	2.08×10^5
曲げ剛性（kN・m^2）	4.26×10^2
せん断剛性（kN）	1.01×10^3

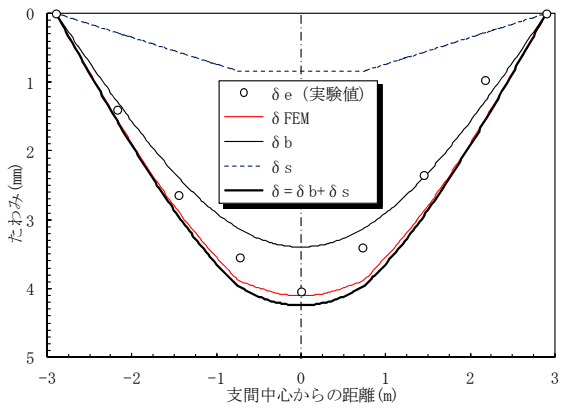


図-13　サンドイッチパネル床版（支間方向）のたわみ分布の比較

験と解析により，等価なせん断剛性の同定を試みた．

実験では，**図-2** に示すサンドイッチパネル床版の断面を有する，支間長 5.8m の試験体を単純支持し，**図-12** に示すように，4 点曲げ載荷試験を行った．載荷荷重 P は 800N であり，床版下面の鉛直変位を計測した．

解析では，まず，有限要素解析（Msc Marc2013）により，3次元ソリッド要素を用いて，サンドイッチパネル床版をモデル化し，実験と同じ載荷条件で，サンドイッチパネル床版の下面の鉛直たわみ（δ_{FEM}）を求める．次に，各部材の材料物性値に基づいて，合成断面の曲げ剛性を算定し，初等はり理論（Bernoulli-Eulerはり理論）に基づいた鉛直たわみ（δ_b）を算定する．この差（$\delta_{FEM}-\delta_b$）

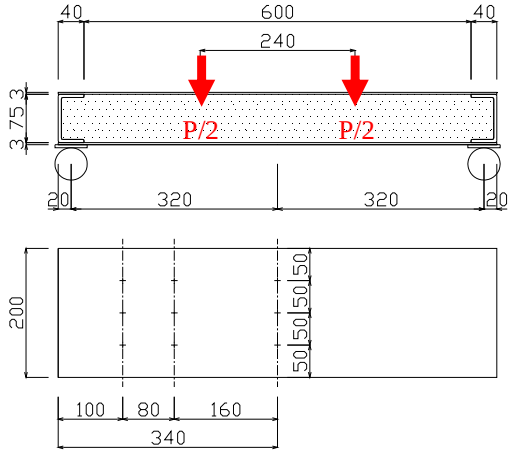


図-14　サンドイッチパネル床版（床版支間方向）のセットアップ

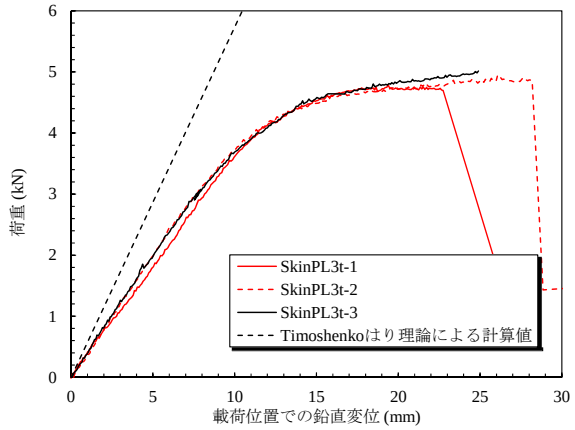


図-15　荷重と支間中央部の鉛直変位の関係

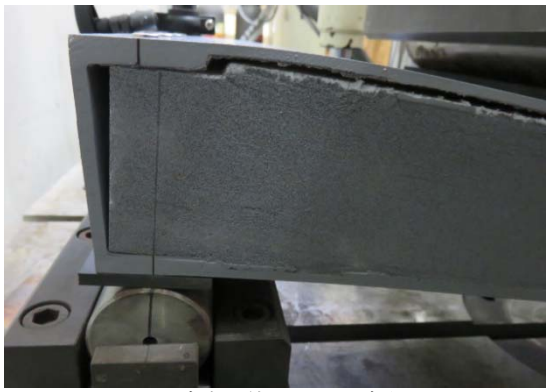
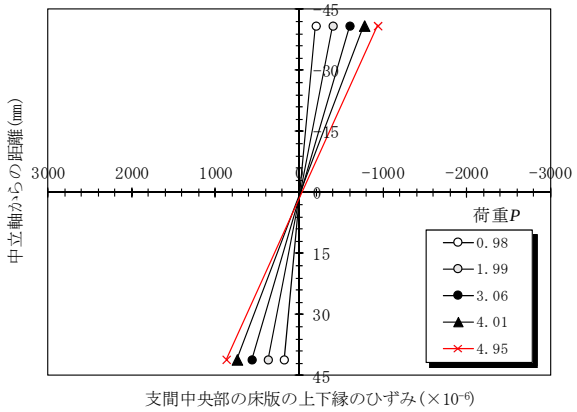


図-16　支点近傍における破壊状況

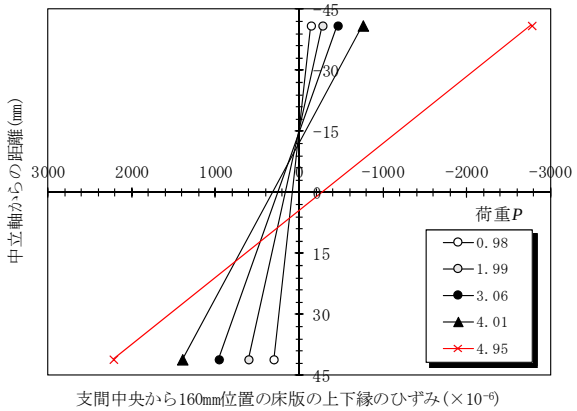
がせん断変形による付加たわみであると仮定して，この分布を，Timoshenkoはり理論に基づいたせん断変形による付加たわみ分布に一致するせん断剛性GAを同定した．

表-5に，同定したサンドイッチパネル床版の断面諸元を示す．軸剛性，曲げ剛性は，**表-1**の材料物性値を用いて，合成断面として算定した値であり，せん断剛性は，上述の手順にしたがって同定した値である．

図-13に，4点曲げ載荷によるサンドイッチパネル床版のたわみ分布について，実験，解析および同定の結果を比較して示す．図より，せん断変形による付加たわみの影響が大きいこと，実験値とFEM解析値の比較より，実験値の方がややたわみが小さいが，最大たわみは両者で同じであり，解析値は概ね妥当であるといえる．また，同定したせん断剛性GAを用いて，Timoshenkoはり理論より求めたたわみδは，実験値やFEM解析値よりやや大き



(a)　支間中央部



(b)　支間中央から 160mm 位置

図-17　床版における上下縁のひずみ分布

表-6　最大荷重と設計活荷重との比較

試験体番号	最大荷重 P_{max} (kN)	最大荷重時のたわみδ (mm)	換算分布荷重 p_t (kN/m²)	設計活荷重 p_L に対する余裕度
SkinPL3t-1	4.78	19.4	39.9	11.4
SkinPL3t-2	4.95	26.1	41.2	11.8
SkinPL3t-3	5.01	24.9	41.8	11.9
平均値	4.92	23.5	41.0	11.7

くなったものの，安全側に評価され，十分に妥当であるといえた．

(2) 床版支間方向における曲げ特性の検討

群集荷重の作用に対するサンドイッチパネル床版の変形特性と曲げ耐力を検討するために，床版支間方向に対して，曲げ載荷実験を行った．**図-14**に，床版支間方向に単純支持したサンドイッチパネル床版のセットアップを示す．載荷方法は，4点曲げ載荷とし，支点間距離は，溝形材の中心間隔（600mm），載荷スパンは，240mmとした．載荷点，支点には，局部的な損傷を防ぐために，ゴム板を設置し，電気油圧サーボ式材料試験機を用いて，変位制御（0.1mm/min）にて載荷を行った．

図-15に，荷重と支間中央部における変位の関係を，**図-16**に，支点近傍における破壊状況を示す．また，**図-17**に，床版における上下縁のひずみ分布を示す．図より，荷重と変位の傾き（剛性）は，Timoshenkoはり理論の値とははじめからずれていることがわかる．これは，**図-17**より，(a)の等曲げ区間以外では，中立軸位置が上側に移動することによるものと考えられた．破壊モードは，**図-16**に示すように，上面のスキンプレートと硬質発泡ウレタンの接合部からの破壊であり，スキンプレートが集中荷重を受けて板曲げの変形が生じ，硬質発泡ウレタンとの界面でずれが生じたと考えられる．

表-6に，最大荷重と設計活荷重との比較を示す．表より，最大荷重は，ばらつきは小さく，およそ5kNである．これは，分布荷重に単純に換算した場合，40kN/m^{2}となる．また，設計活荷重（3.5kN/m^2）に対して，11倍以上であるから，十分な余裕があることが確かめられた．

5. 実大模型による使用性の検討

(1) 実大模型の概要と解析モデル

合理化と改良を図ったトラス桁形式検査路の使用性を検討するために，実大模型を製作した．実大模型は，**第2章**より，標準形式とした4パネルモデル，格点間の間隔を広げた3パネルモデルの2種類とした．また，格点部の接合方法は，**第3章**より，最も面外耐力の大きいOLG形式（斜材の外側にアングル材を設置）を採用した．床版形式は，**第4章**より，設計荷重に対して十分に余裕があり，安全であることが確かめられている．実大模型の試験体は，**図-1**に示した通りである．試験体の寸法は，支間長5,800mm，全長6,000mm，高さ1,181mm，有効幅員600mm，総幅員760mmである．

数値解析には，せん断変形による付加たわみを考慮できる骨組構造解析プログラム（EERC/Fiber2）[7]を適用した．**図-18**に，4パネルモデルにおける平面骨組構造解析モデル図を示す．サンドイッチパネル床版は，せん断変形による付加たわみを考慮したはり要素を適用した．なお，サンドイッチパネル床版の断面諸元は，**第4章**で検討した結果を用いた．上弦材，斜材，垂直材については，はり要素でモデル化した．水平材については，非構造部材であるが，構造特性への寄与が大きいと判断されたため，はり要素でモデル化した．

(2) 設計活荷重に対する曲げ変形特性の検討

パネル数が異なる実大模型の曲げ変形特性を検討するために，群集荷重（3.5kN/m^2）に相当する砂のう（合計12.2kN）を床版上面に静的に載荷した．**図-19**に，実大模型への砂のうによる載荷実験の状況を示す．

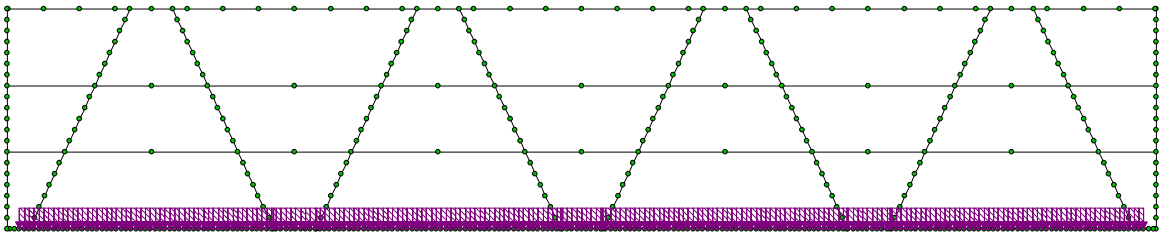


図-18 4パネルモデルにおける平面骨組構造解析モデルと等分布荷重の載荷

図-19 砂のうの設置状況

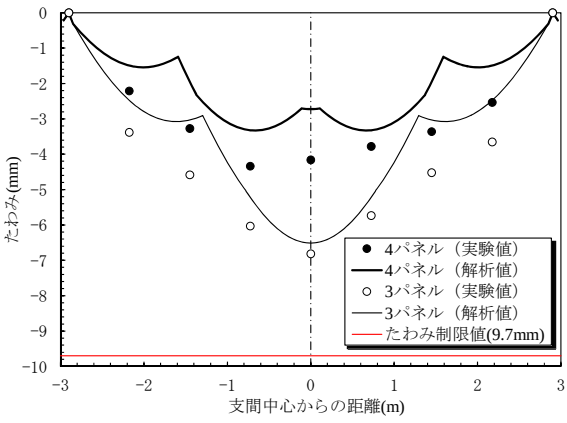


図-20 設計活荷重におけるたわみ分布

表-7 各部位の振動モードと固有振動数

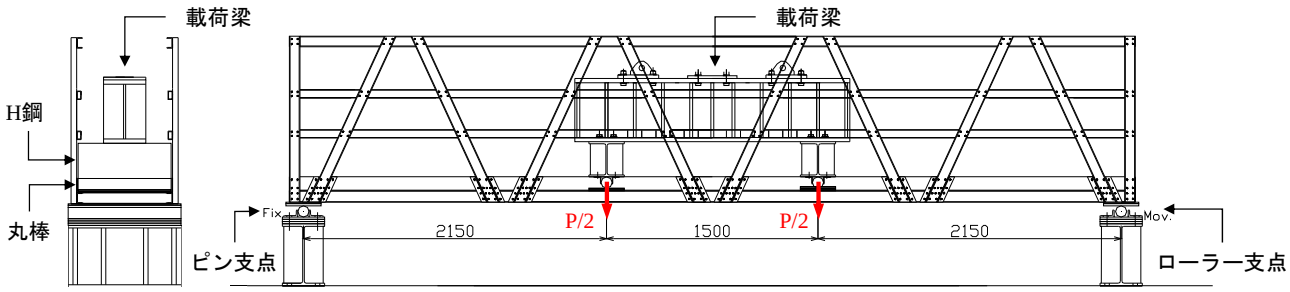
(a) サンドイッチパネル床版（鉛直方向）

振動モード	モデル	
	4パネル	3パネル
対称1次	28.4	21.4

(b) 上弦材（水平方向）

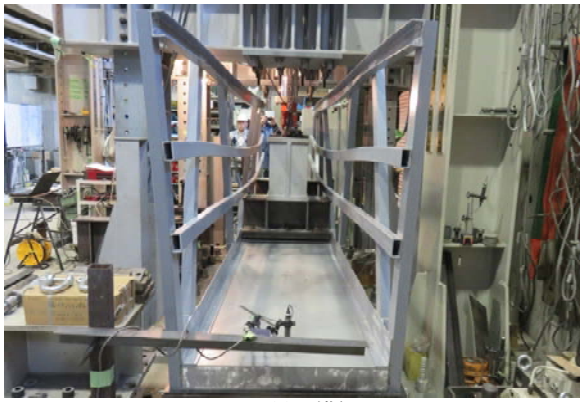
振動モード	モデル	
	4パネル	3パネル
対称1次*	10.4	9.4
対称1次	14.4	13.8
対称2次	29.1	27.3
対称3次	52.4	58.0

*両端部が最大となる振動モード



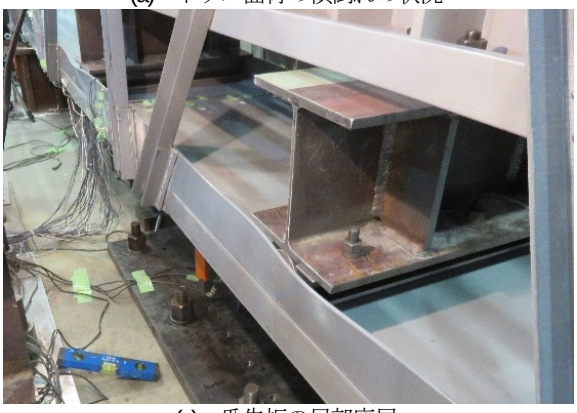
(a) 側面図　　(b) 正面図

図-21 4パネルモデルにおける4点曲げ載荷実験のセットアップ

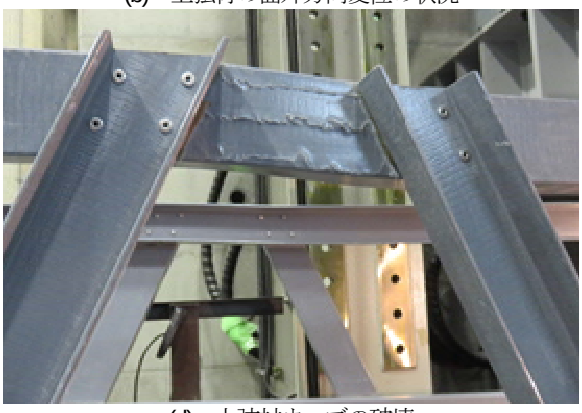


(a) トラス面材の横倒れの状況

(b) 上弦材の面外方向変位の状況



(c) 爪先板の局部座屈



(d) 上弦材ウェブの破壊

図-22 4パネルモデルにおける最大荷重時の状況

図-20に，設計活荷重載荷時におけるたわみ分布を示す．図中には，骨組構造解析を行った結果を併記している．図より，解析値は，格点部のたわみが小さく評価されていることがわかる．最大たわみは，4パネルモデルで4.3mm，3パネルモデルで6.8mmとなり，パネル数が多い方が，たわみが小さくなること，いずれもたわみ制限値（$L/600$= 9.7mm）を満足していることが確かめられた．

(3) 人力加振実験による振動使用性の検討

振動使用性を検討するために，人力加振実験を行った．計測対象は，床版の鉛直加速度，上弦材の水平加速度であり，各部材で振動振幅の支配的な方向とした．加速度計の設置位置は，既往の研究[3]と同じであり，加振方法は，実験員（体重66kg）による支間中央部でのジャンプ，検査路上での歩行および走行の計3ケースとした．

表-7に，3ケースの加振実験において，最も振幅の大きかったジャンプ加振による各部位の振動特性として，モード別の固有振動数を示す．省略した歩行時，走行時の固有振動特性についてもジャンプ時とほぼ同様の傾向であった．全ケースにおいて，両モデルの固有振動数は高く，人の歩調（1.5～2.3Hz）に低触しないことがわかり，有害な振動が発生しないことが確かめられた．

6. 実大模型の曲げ載荷実験による耐荷力の検討

(1) 試験体および実験の概要

パネル割りの異なるトラス桁形式検査路の構造特性，曲げ耐荷力および終局挙動を検討するために，4点曲げ載荷実験を行った．試験体については，**第5章**で検討した実大模型と同一のものである．

変位計の設置位置，着目断面とひずみゲージ位置については，**図-1**に併記した通りである．また，**図-21**に，4

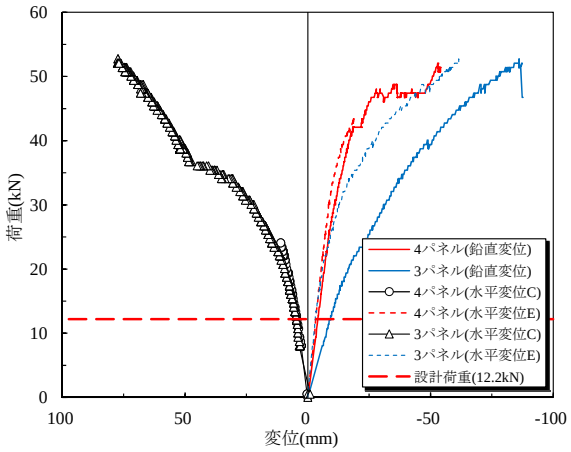
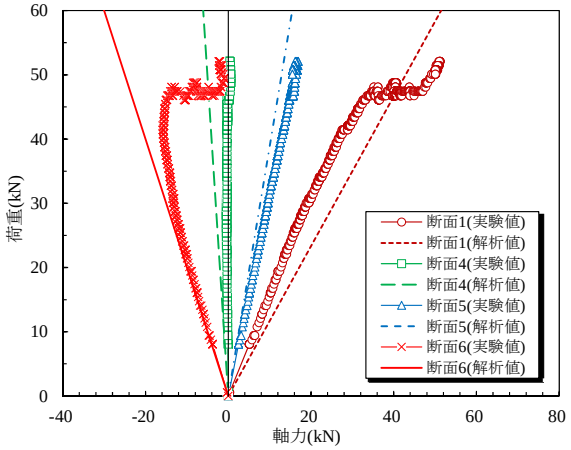
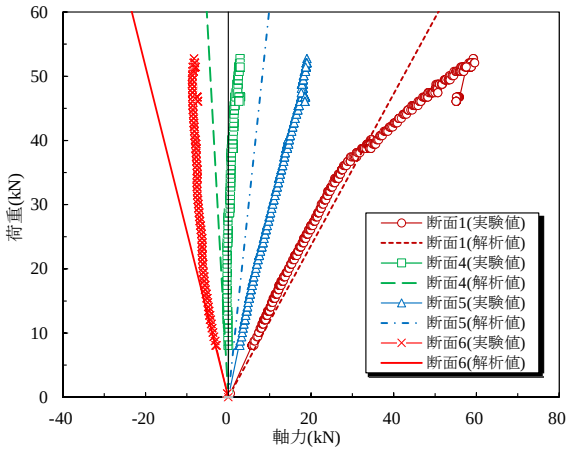


図-23　荷重と変位の関係



(a)　4パネルモデル



(b)　3パネルモデル

図-24　荷重と各部材の断面における軸力の関係

パネルモデルにおける4点曲げ載荷実験のセットアップを示す．試験体の支持条件は単純支持とし，支点部にはゴム板と鋼板を，載荷点にはゴム板と鋼板のほか，爪先板の厚さ分を充填するために，5mm厚のFRP板を設置した．載荷装置には，容量2,000kN，ストローク200mmの油圧ジャッキが取り付けられた汎用曲げ載荷試験機を用いた．

(2)　実験結果と考察

図-22に，4パネルモデルにおける最大荷重時の破壊状況を示す．なお，3パネルモデルについては，図を省略したが，破壊状況は同じであった．載荷にともなって，4パネルモデル，3パネルモデルともに，面外方向に変位が増大して，爪先板の自由縁に局部座屈が生じた（図-22 (c)）．破壊性状は，両モデルともに，トラス面材に横倒れが生じ（図-22 (a)，(b)），支点側の上弦材ウェブに破壊が生じた（図-22 (d)）．

図-23に，荷重と変位の関係を示す．最大荷重は，いずれも約52kNであり，設計荷重（等分布荷重の合計12.2kN）に対して4倍程度の余裕があることから，十分に安全であることが確かめられた．なお，最大荷重は同程度であったが，4パネルモデルの鉛直変位は，3パネルモデルに比べて小さくなり，パネル数の多い4パネルモデルの剛性が大きいことがわかる．また，水平変位については，実大模型におけるトラス面材の面外方向への変形が大きいことがわかり，設計荷重時における水平変位は，4パネルモデルは中央部で4.3mm，端部で3.5mmである．一方，3パネルモデルは中央部で4.6mm，端部で3.1mmであり，実用面では問題はないといえる．

図-24に，荷重と各断面における軸力の関係を示す．両モデルとも解析値との整合性が確認でき，トラスとして機能していることが確かめられた．断面1（床版，下弦材）の実験値が，非線形となる部分がある．これは，前述した爪先板の局部座屈によるものであり，座屈後は爪先板には荷重が分担されていないため，下弦材の軸力が増大したと考えられる．また，実大模型では，上弦材ウェブの破壊が支配的であるが，その部位では，軸圧縮力と曲げモーメントが同時に作用する複合的な破壊であると考えられた．なお，格点部や接合部からの破壊はみられなかった．

7.　まとめ

本研究は，トラス桁形式検査路の合理化および改良を図るために，GFRPアングル材を用いてトラス格点部を補強するとともに，格点間距離を延長し，床版厚を低くした実大模型に対し，その使用性と耐荷力を載荷実験により検証した．検討の結果，以下のことがいえた．

(1)　合理化のため斜材と部材長，角度を一定として，格点間に調整長を100～400mmの範囲で導入することを提案した．最大調整長を有する実大模型を作製して検討した結果，設計条件を満足し，十分な安全性を有することが確かめられた．

(2)　格点部における面外方向の曲げ耐力は，補強材としてアングル材を適用すれば，手すりの水平荷重から算出される設計曲げモーメントに対して，約2.4倍の余裕を確保できることがわかった．

⑶ 格点部における面内方向の破壊モードは，母材の引裂破壊であり，接合部の引張耐力は，リベットのせん断耐力を下回ることがわかった．しかしながら，設計軸力に対して十分に余裕があり，設計上，安全であるといえた．

⑷ サンドイッチパネル床版の断面剛性は，支間方向の載荷実験より，実用上十分な精度で同定することができた．また，床版支間方向の曲げ載荷実験より，破壊は上面のスキンプレートと硬質発泡ウレタンの接合部で生じたが，設計荷重に対して十分余裕があり，安全であるといえた．

⑸ 設計活荷重に対するたわみは，3パネルモデルの鉛直たわみが若干大きくなったが，両モデルともに，たわみ制限（$L/600$=9.7mm）を満足すること，FRP 検査路の固有振動数は高く，人の歩調（1.5～2.3Hz）に抵触しないことが確かめられ，使用性に問題はないといえた．

⑹ 実大模型の載荷実験より，荷重の増加とともに，トラス面材の面外方向変位が増加し，爪先板に局部座屈が生じた．破壊は上弦材ウェブで生じたが，軸圧縮力と曲げモーメントが同時に作用する複合的な破壊であるといえた．

⑺ 載荷実験からは，設計荷重時における水平変位は十分に小さく，トラス構造として機能していること，最大荷重は設計荷重に対して4倍程度の余裕があり，十分に安全であることが確かめられた．

以上のことから，合理化と改良を図ったトラス桁形式検査路は，設計条件を満たし，高い安全性を有していることから，実構造物への適用性は十分にあるといえた．

謝辞：首都大学東京大学院博士前期課程の小泉公佑 氏およびフジタ建設株式会社（研究当時，首都大学東京大学院博士前期課程）の陶玉亮 氏には，実験の実施，解析データの作成・整理等で協力を得た．ここに記して謝意を表します．

参考文献

1) 大谷康史，荻原勝也，貴志友基：橋梁管理路に対する FRP 適用に関する検討，国土交通省国土技術研究会報告 2008，pp.183-188，2008.
2) 栗田繁実，佐藤昌義，久保圭吾：FRP 製橋梁付属物の特徴と今後の展望，宮地技報，No.23，pp.13-18，2008.
3) 小泉公佑，中村一史，若林　大，古谷嘉康，中井裕司，西田雅之：トラス桁形式 GFRP 製橋梁用検査路の開発，第 5 回 FRP 複合構造・橋梁に関するシンポジウム，pp.53-61，2014.11
4) 東日本高速道路(株)，中日本高速道路(株)，西日本高速道路(株)：設計要領第二集　橋梁建設編，2015.7
5) 日本道路協会：立体横断施設技術基準・同解説（昭和 54 年版），1979.
6) 複合構造委員会：FRP 歩道橋設計・施工指針（案），複合構造シリーズ 04，土木学会，2011.
7) 野中哲也，吉野廣一：パソコンで解くファイバーモデルによる弾塑性有限変位解析，丸善出版，2010.

SERVICEABILITY AND LOAD CARRYING CAPACITY IN BRIDGE INSPECTION PATH USING GFRP TRUSSED GIRDER

Yuya ISHII, Hitoshi NAKAMURA, Yoshiyasu FURUYA
Hiroshi NAKAI and Masayuki NISHIDA

A bridge inspection path using GFRP trussed girder has been developed for the highway bridges. The innovative feature is the introduction of a trussed-girder-type with a sandwich slab panel made of pultruded GFRP and urethane foam. In study, in order to make improvements and more reasonable, the panel joints are reinforced by GFRP angle profiles, the distance between the panel joints is extended and the thickness of slab is reduced in the bridge inspection path using GFRP trussed girder. The several experimental studies were conducted using the real size model. The serviceability of deflection limitation and vibration were investigated and there was no problem for the serviceability. In addition, the load carrying capacity of the real size model was examined by four-point bending test and sufficiently high against design load. Therefore, the developed bridge inspection path using GFRP trussed-girder-type with a sandwich slab panel have the applicability for practical use.