

(40) GFRPの疲労損傷に着目した FRP-コンクリート複合桁のFEM解析

佐藤 顕彦¹・北根 安雄²・杉浦 邦征³

¹正会員 京都大学大学院日本学術振興会特別研究員 工学研究科都市社会工学専攻（〒615-8540 京都市西京区京都大学桂）

E-mail: sato.akihiko.45m@st.kyoto-u.ac.jp

²正会員 京都大学大学院教授 工学研究科社会基盤工学専攻（〒615-8540 京都市西京区京都大学桂）

E-mail: kitane.yasuo.2x@kyoto-u.ac.jp

³正会員 京都大学大学院教授 工学研究科都市社会工学専攻（〒615-8540 京都市西京区京都大学桂）

E-mail: sugiura.kunitomo.4n@kyoto-u.ac.jp

GFRPは歩道橋や小型の水門の主構造部材として多数供用されている。しかし、高い活荷重が作用した際の疲労特性については明らかでない部分が多い。GFRPは疲労損傷により材料剛性が低下することが知られているが、GFRP部材の疲労試験を実施した例は極めて少ない。疲労試験で記録された部材剛性の変化の原因も不明である。そこで本研究では、材料疲労試験から得られた剛性低下モデルを基に、GFRP部材の残存剛性を評価することを試みた。対象構造はGFRP-コンクリート複合桁とし、車軸荷重の2倍を載荷する曲げ疲労試験を数値解析で再現した。解析の結果、設計荷重下では作用応力が小さいために繰り返し載荷後も部材剛性は低下しないことを明らかにした。さらに、載荷荷重を大きくした解析から対象構造の疲労破壊は上フランジ下面から先行する可能性を示した。

Key Words: Fatigue, Stiffness degradation, FEM

1. はじめに

ガラス繊維強化ポリマー（Glass Fiber Reinforced Polymers, 以下GFRPと呼ぶ）はガラス繊維を樹脂に含浸して作られる複合材料である。GFRPは軽量性や耐食性、耐久性に優れており、国内外で小型の水門や歩道橋の主構造部材として多数の採用実績がある^{1,2)}。一方で、鋼やコンクリートと比べて弾性係数が低いこと、道路橋に適用する場合はたわみ制限を満足することが困難な場合が多く、その適用事例は歩道橋と比べて少ない。しかしながら、剛性を向上させ、たわみ制限を満足する方法として、ガラス繊維より弾性係数の大きな炭素繊維を併用したハイブリッドFRP（HFRP）³⁾や、コンクリートとFRPの複合構造⁴⁾が検討されており、今後GFRPを主構造部材とした道路橋が増加することが期待される。

GFRP歩道橋においては変動作用による応力が小さく疲労に対する照査は必要ないが²⁾、道路橋への適用を検討するには疲労破壊や疲労損傷に対する検討が必要不可欠である。複合構造標準示方書⁵⁾では、鋼-コンクリート複合構造に対して、それぞれの材料、鋼部材の溶接

継手部およびずれ止めの疲労破壊を限界状態と考え、安全性の照査として位置付けられている。また、安全性の照査を行えば疲労に対する使用性の照査は満足したものと考えられる。FRPの疲労強度の特性値は疲労試験によって妥当性が確認されたS-N線図をもとに定めるよう記述されている。なお、FRP-コンクリート複合構造の疲労強度や使用性については記載されていない。一方で、CEN/TS 19101:2022⁶⁾では部分係数法による疲労の照査式が提示されている。照査式は構造部材や継手部に対して使用するよう定められている。さらに、床版や床版橋の場合は部材の疲労試験により設計の妥当性を検証することが推奨されている。交通荷重や供用年数に応じて疲労試験の繰り返し回数は異なり、疲労試験後に以下の要件を満たせば“pass”とみなされる。

- ・ 所定の繰り返し回数で破壊しない。
- ・ 剛性の低下が5%以内である。
- ・ 検知可能な損傷が見られない。
- ・ 疲労試験後の静的耐力が静的試験の結果 $\pm 2\sigma$ （ σ : 標準偏差）以内である。

このように、疲労照査に関する近年の動向は、材料レベ

ルの疲労照査から、構造部材や継手部を対象とした疲労照査へと変化しているように見受けられる。また、繰り返し載荷後に部材剛性が顕著に低下しないことも重要である。

GFRP の材料レベルの疲労強度や剛性低下に関しては、既に多くの研究が実施されている⁷⁾が、構造部材の疲労試験を行った研究は少ない。Kitane^ら⁴⁾はスパン 18.3m の FRP - コンクリート複合桁を提案し、1/5 に縮小した試験体を用いて 4 点曲げ疲労試験を実施した。200 万回の繰り返し載荷後も疲労破壊は生じなかったが、桁の曲げ剛性が初期から 5.9% 低下した。剛性が低下した原因は明らかでないが、Kitane^らは曲げ剛性を測るために行った静的載荷の時間帯が異なっており、試験体内の温度の違いが曲げ剛性の変化に影響した可能性を指摘している。

一方、Keller^ら⁸⁾は GFRP 床板と鋼桁の複合構造に着目し、スパン 7.5 m の試験体を用いて 4 点曲げ疲労試験を実施した。最大 1000 万回の繰り返し載荷後も試験体は破壊せず、複合構造の剛性は低下していないことが報告された。また近年では、Karpenko^ら⁹⁾によって内部にポリウレタンフォームを充填したサンドイッチ型 GFRP 床板の 3 点曲げ疲労試験が実施され、2 体の試験体はそれぞれ、11,844 回、10,724 回の繰り返し数で疲労破壊を生じた。疲労損傷としては下面の層間剥離が確認された。また、繰り返し数 10,000 回までに曲げ剛性は初期から約 15% 低下し、疲労破壊時には約 25% 低下した。このように、GFRP を用いた複合桁、複合床板の疲労試験を実施した例は限られているうえ、材料試験片から得られた疲労損傷による剛性低下と、GFRP 部材の疲労強度や剛性低下を関連づけて検討した例は著者らの知る限りでは存在しない。

CENTS 19101:2022 のような部材の性能照査において、疲労試験後に初期の 95% 以上の剛性を保持する必要があることを踏まえると、材料の疲労試験データから疲労試験後の部材剛性を解析的に予測する手法は極めて有用であると考えられる。以上のような背景から、著者らは材料試験片の疲労試験から得られた剛性低下モデルを用いて、GFRP 部材の剛性低下を数値解析上で表現する手法を試みてきた。先行研究¹⁰⁾⁻¹²⁾では材料試験片を用いて引張、面内せん断、圧縮の疲労試験を実施し、その疲労強度や剛性低下を明らかにした。また、厚肉積層板を対象に、引張疲労のみを有限要素解析に実装し、疲労試験中の曲げ剛性の低下を再現することを試みた¹³⁾。本研究では、引張、面内せん断、圧縮の繰り返し応力による剛性低下を有限要素解析に実装し、桁部材の剛性低下について検討する。

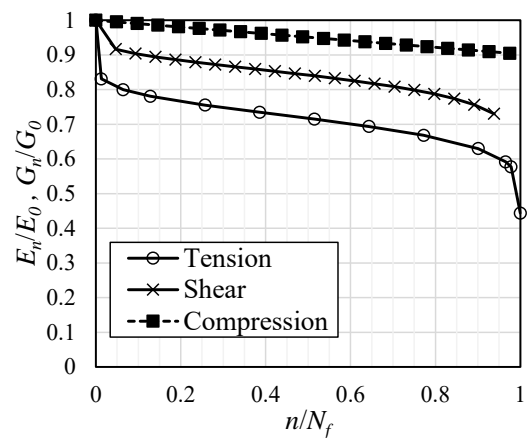


図-1 引張・面内せん断・圧縮応力による剛性低下の計算例

2. 疲労損傷による GFRP の剛性低下の定式化

本章では疲労損傷による GFRP の剛性低下を数式的に表現するモデルについて説明する。本研究で使用する数式モデルは、ロービングガラスクロスを強化繊維とし、ハンドレイアップ成形法で作製された GFRP を対象としている。著者らは先行研究¹³⁾において、材料引張疲労試験から得られた剛性低下モデルを用いて、厚肉積層板の曲げ疲労試験における残存剛性を表現することを試みた。しかし結果として引張以外の載荷応力による剛性低下を考慮する必要性が示されたため、本研究では面内せん断や圧縮疲労損傷による剛性低下も定式化する。図-1 に本研究で使用する剛性低下モデルの計算例を示す。図-1 では、それぞれ材料強度の 60% を載荷最大応力とした場合の計算結果を示している。

(1) 引張剛性低下

引張疲労損傷による剛性低下を表現するモデルとして、本研究では Wu and Yao¹⁴⁾ が提唱したモデルを使用する。著者らは先行研究¹⁰⁾において、実験値との比較によりハンドレイアップ成形 GFRP に対するモデルの適用性を検証し、モデルに使用される定数を最適化することで疲労破壊を生じる場合の剛性低下を精度良く表現できることを示した。

Wu^らは疲労損傷による剛性低下をダメージインデックス $D(n)$ を用いて表現した。 $D(n)$ は次式で定義される。

$$D(n) = \frac{E_0 - E_n}{E_0 - E_f} = 1 - \left\{ 1 - \left(\frac{n}{N_{fT}} \right)^B \right\}^A \quad (1)$$

ここで E_0 : 初期剛性, E_n : 繰り返し数 n での残存剛性, E_f : N_{fT} での残存剛性, N_{fT} : 破断繰り返し数であり, A および B は σ_{max} , N_{fT} , 応力比により決まる係数である。式(1)を変形することで、繰り返し数 n での残存剛性は次式のように表現される。

$$E_n = E_0 - D(n)\{E_0 - E_f\} \quad (2)$$

$$\frac{dE_n}{dn} = -\{E_0 - E_f\} \times \frac{dD(n)}{dn} \quad (3)$$

$$E_f = \frac{\sigma_{max}}{\alpha \cdot \sigma_{max} + \beta} \quad (4)$$

ここで E_f ：破断時の残存剛性， σ_{max} ：载荷最大応力であり， α および β は定数である。

またハンドレイアップ成形 GFRP の疲労寿命 N_{fT} については，著者らが実施した実験¹⁰から得られた S-N 曲線の回帰式を用いた。

$$N_{fT} = \left(\frac{1.892 \times \sigma_{uT}}{\sigma_{max}} \right)^{(1/0.102)} \quad (5)$$

ここで， σ_{uT} ：引張強度， σ_{max} ：载荷最大応力である。

(2) 面内せん断剛性低下

著者らが先行研究¹¹で実施した面内せん断疲労試験から得られた残存剛性履歴より，ここでは面内せん断疲労損傷による剛性低下は，引張疲労損傷と同様 Wu モデルに従うと仮定した．せん断剛性 G_n は次式で表される。

$$G_n = G_0 - D(n)\{G_0 - G_f\} \quad (6)$$

$$\frac{dG_n}{dn} = -\{G_0 - G_f\} \times \frac{dD(n)}{dn} \quad (7)$$

$$D(n) = 1 - \left\{ 1 - \left(\frac{n}{N_{fS}} \right)^{B'} \right\}^{A'} \quad (8)$$

$$A' = p'B' + q' \quad (9)$$

$$B' = k' \frac{\log N_{fS}}{(1-R) \times (\tau_{max}/\tau_u)} \quad (10)$$

$$G_f = \frac{\tau_{max}}{0.05} \quad (11)$$

$$N_{fS} = \left(\frac{1.167 \times \tau_u}{\tau_{max}} \right)^{(1/0.064)} \quad (12)$$

ここで， G_0 ：初期せん断剛性（せん断弾性係数）， τ_u ：せん断強度， τ_{max} ：载荷最大せん断応力， p' ， q' ， k' ：係数である．本研究では，せん断ひずみが 0.05 の時のせん断応力を τ_{max} と定義し，係数 p' ， q' ， k' には，それぞれ， -0.105 ， 8.35×10^2 ， 1.13×10^2 を用いた。

(3) 圧縮剛性低下

著者らは先行研究¹²において，圧縮疲労損傷による剛性低下は無次元化繰返し数 n/N_{fC} に対して残存剛性が線形に低下するモデルを提案した。

$$E_n = E_0 \left\{ 1 - C \frac{n}{N_{fC}} \right\} \quad (13)$$

$$\frac{dE_n}{dn} = -E_0 C \frac{n}{N_{fC}} \quad (14)$$

$$N_{fC} = \left(\frac{1.143 \times \sigma_{uc}}{|\sigma_{min}|} \right)^{(1/0.062)} \quad (15)$$

ここで， σ_{uc} ：圧縮強度， σ_{min} ：载荷最小応力（最大圧縮応力）， C ：係数 (9.77×10^2) である。

3. 剛性低下の FEM への実装方法

本項ではシェル要素を用いた有限要素解析に剛性低下モデルを実装する手法を説明する．解析には汎用有限要素解析ソフト Abaqus 2020¹⁹を用い，ユーザーサブルーチン UMAT を用いて剛性低下モデルを材料剛性に反映させた．解析手順を図-2，図-3 に示す．解析ステップは応力比調整のための载荷 1 ステップと，続く繰返し载荷 20 ステップで構成される．繰返し载荷 1 ステップが疲労試験における繰返し数 Δn に相当する．各解析ステップでは各要素の最大直応力と最大せん断応力を算出する．そして各要素の縦弾性係数 E_n に対しては，最大応

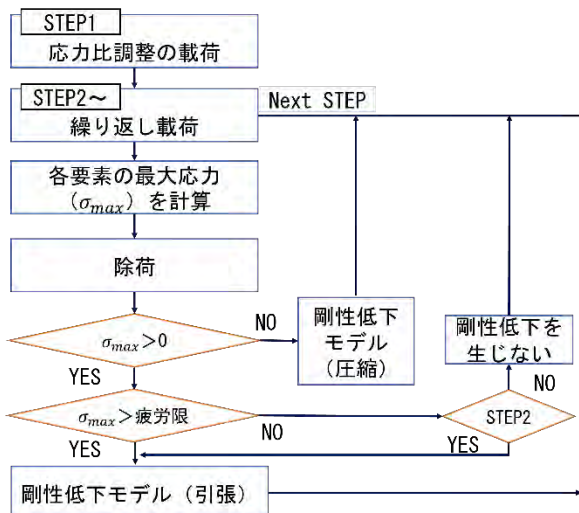


図-2 FEMにおける縦弾性係数 E_n の計算方法

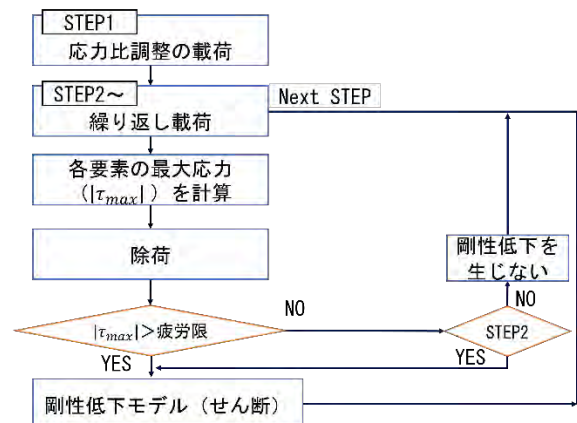


図-3 FEMにおけるせん断弾性係数 G_n の計算方法

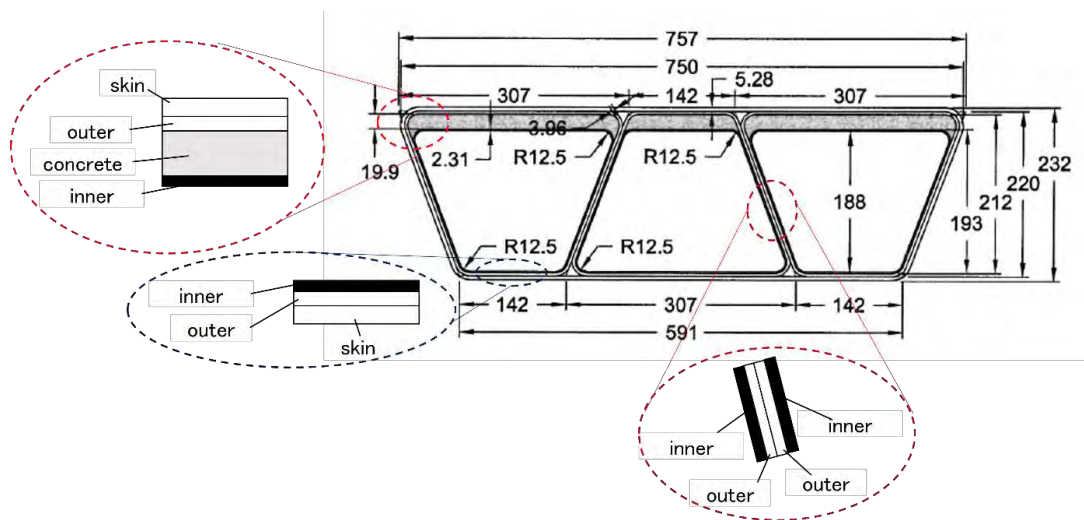


図4 対象構造の断面図⁴⁾

表-1 解析で使した材料物性値

Material	Direction	X	Y	Z	XY	XZ	YZ
GFRP	Elastic modulus (GPa)	17.92	16.64	5.475	—	—	—
	Shear modulus (GPa)	—	—	—	2.585	3.491	3.491
	Poisson's ratio	—	—	—	0.1305	0.3750	0.4120
	Tensile strength (MPa)	335.4	284.5	—	—	—	—
	Compression strength (MPa)	264.5	241.1	—	—	—	—
	Shear strength (MPa)	—	—	—	38.10	—	—
Concrete	Elastic modulus (GPa)	8.379			—		
	Poisson's ratio	—			0.2000		

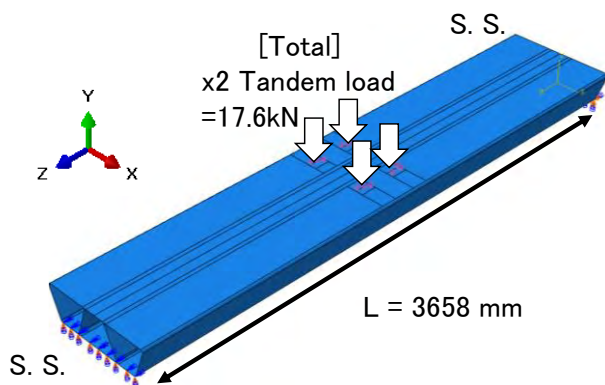


図-5 FEMモデル

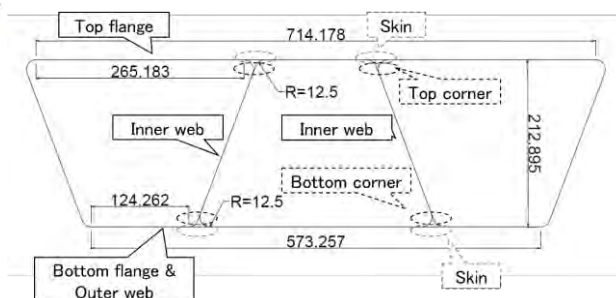


図-6 モデル断面図

力の値に応じて、引張剛性低下モデルまたは、圧縮剛性低下モデルを作用させる。同時に、各要素のせん断弾性係数 G_n に対しては、せん断剛性低下モデルを作用させる。なお、剛性低下モデルは基本的に式#(3),(7),(14)で表される微分形を用いたが、 W_u モデルは剛性低下曲線の傾きが疲労寿命初期で非常に大きく変わるため、引張剛性低下モデルとせん断剛性低下モデルに関しては、最初の繰り返し载荷 (Step 2) で式(2)と(6)で表される一般形を用いて残存剛性を計算した。また、Step 3以降では、疲労限以下の引張応力、せん断応力による剛性低

下を考慮しなかった。

なお、ユーザーサブルーチン UMAT では剛性マトリクスを定義する必要があるが、シェル要素を対象とした UMAT では平面応力条件下で定式化を行った。

4. FRP-コンクリート複合桁の再現解析概要

(1) 対象構造および疲労試験結果

本研究では Kitano⁴⁾によって実施された GFRP-コン

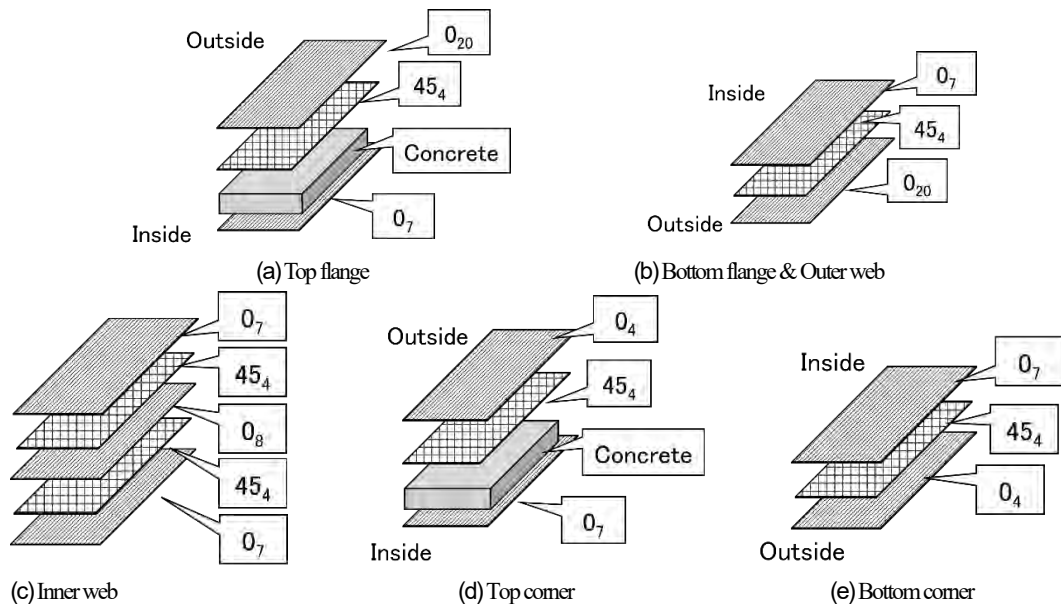


図-7 各部での積層構成

クリート複合桁の 200 万回繰り返し荷重実験の再現解析を行う。対象構造の断面を図-4 に示す。図-4 に示される構造は道路橋桁や床版としての使用を想定して開発された GFRP-コンクリート複合桁 (全長約 18 m) の 1/5 モデルの試験体であり、試験体のスパン長は 3658 mm である。試験体の FRP 部分には、平織ガラス繊維を強化繊維に、ビニルエステル樹脂をマトリックス樹脂に用いた GFRP が使用されている。試験体の断面は 3 種の積層構成からなる積層板で構成される。まず、台形断面の一番内側には inner laminate ([0₇]) が、その外側には outer laminate ([45₄/0₄]) が配置されている。Inner laminate と outer laminate はウェブおよび下フランジでは隣接するが、上フランジでは間に厚さ 19.9 mm の空間が設けられており、そこにコンクリートが充填される。なお、GFRP とコンクリートの間にはせん断キーを導入することで一体化が図られている。試験体断面は 3 つの台形断面が並列するような形状になっており、それらを覆うように skin laminate ([0₆]) を積層することで一体化されている。いずれの GFRP 積層板もハンドレイアップ成形法によって作製されており、試験体の繊維含有率は 28.4% である。

荷重試験の概要を説明する。文献⁴⁾では曲げ荷重試験、面外曲げ荷重試験、疲労荷重試験が実施されているが、ここでは疲労試験にのみ着目する。疲労試験は 4 点曲げ荷重で実施された。荷重振幅は 0 kN - 17 kN であり、最大荷重は設計活荷重の 2 倍に相当する。荷重は 3 Hz で 200 万回実施され、20 万回の荷重ごとに静的荷重によって残存剛性が計測されている。

(2) FEM モデル

解析で使用した材料物性値を表-1 に示す。本研究は GFRP 各層を疲労損傷を考慮した直交異方性 (ユーザー

定義材料)、コンクリートを等方性材料としてモデル化し、その材料物性値の多くは文献⁴⁾から引用した。GFRP の弾性係数や引張強度、圧縮強度は材料方向によって区別し、文献⁴⁾の Warp 方向が橋軸方向に並行であるとした。面内せん断弾性係数については Warp, Fill 方向の平均値を使用した。文献⁴⁾に記載のない Z 方向の縦弾性係数はビニルエステル系樹脂の弾性係数と繊維含有率から計算した。XZ, YZ 方向の面外せん断弾性係数はコンクリートと同等であるとした。これは、コンクリートの面外せん断弾性係数が一般の GFRP のそれと大差なかったこと、シェル要素の横せん断剛性の計算において、GFRP とコンクリートで面外せん断弾性係数が等しい方が計算上都合の良かったことが理由である。また、XZ, YZ 方向のポアソン比は茗荷ら¹⁰⁾によるハンドレイアップ成形 GFRP の材料試験結果から引用した。なお、表-1 に記載のコンクリートの弾性係数は 8.379 GPa と通常より小さいが、その原因として文献⁴⁾では粗骨材の量が少なかったことが挙げられている。

解析で使用したモデルを図-5 に、モデル断面を図-6 に示す。解析モデルは試験体と同じ支間長 3658 mm であり、全てシェル要素で構成した。GFRP-コンクリート間での完全結合を仮定して、それらを Abaqus 2020¹⁹⁾のシェル要素特性である複合材レイアップで表現した。すなわち、複合材レイアップにおいて、コンクリートも複合材を構成する 1 プライとしてモデル化した。部材断面は図-6 に示される寸法を使用した。図-6 の寸法は文献⁴⁾を参考に各部の弾性中心から定めた。

各部での積層構成について説明する。本研究で対象とする構造断面は図-7 の 5 種類に大別される。図-7 の各部は図-6 に対応している。図-7 に示される積層構成は inner laminate ([0₇])、concrete、outer laminate ([45₄/0₄])、skin

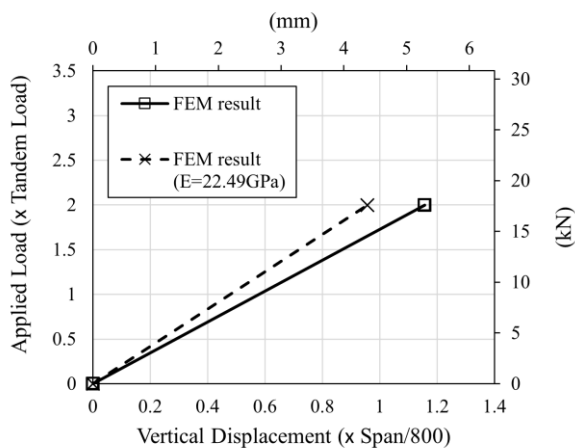


図-8 解析での荷重 - 変位関係

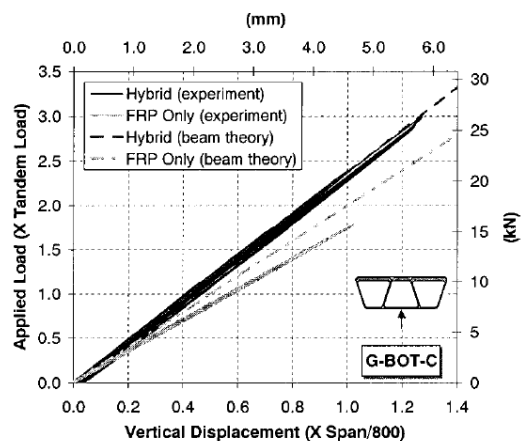


図-9 荷重実験での荷重 - 変位関係⁴⁾

laminates ([0₁₆]) が基になっており、例えば下フランジは内側から inner/outer/skin の順で積層されているので図-7 (b) のように [0₇/45₄/0₂₀(=4+16)] といった積層構成になっている。

(3) 荷重条件および解析ステップ

解析での荷重位置を図-5 に示す。解析の荷重条件は文献⁴⁾で示される実験条件と同じとした。荷重位置は2つの車軸荷重を模擬しており、102 mm × 50 mm の荷重面を4箇所設けた。各荷重面の中心は橋軸方向に244 mm、橋軸直角方向に360 mm 離れている。

荷重は2種類実施した。まず、静的な挙動を調べるため荷重位置に設計車軸荷重の2倍に相当する17.6 kN を荷重した。疲労解析では、1ステップで無荷重状態とし、続く20ステップでは0 - 17.6 kN の繰り返し荷重を作用させた。繰り返し荷重1ステップが相当するΔnは10万回とした。解析中における疲労損傷の材料物性値への反映方法は図-2、図-3 に従った。なお、本研究ではGFRPの剛性低下のみを考慮しており、コンクリートならびにGFRP-コンクリート間の付着の劣化は考慮していない。

5. FEM 解析結果および考察

(1) 初期状態での荷重 - 変位関係およびひずみ分布

モデルの妥当性の検証のため、静的荷重時の荷重 - 変位関係を文献⁴⁾と比較した。FEM 解析から得られた荷重 - 変位関係を図-8 に、文献⁴⁾から引用した静的荷重実験での荷重 - 変位関係を図-9 に示す。両図とも、縦軸は荷重を表し、左側縦軸では車軸荷重 (8.8 kN) で無次元化した値、右側縦軸では kN 単位で示されている。横軸は変位を表し、下側横軸では変位をスパンの 1/800 で無次元化した値、上側横軸では mm 単位で示されている。L/800 は AASHTO での活荷重たわみ制限値である。図-8 の FEM 解析結果において、荷重は車軸荷重、変位はモ

デル中心の下フランジ節点の Y 方向変位をプロットした。また、図-9 には Hybrid と FRP Only の2種類の実験結果と理論計算結果が示されているが、本研究ではコンクリート部分もモデル化しているため、Hybrid の実験値を比較対象とする。

図-8 の FEM result と図-9 の Hybrid (experiment) を比較すると、車軸荷重の2倍の荷重が荷重された際に、図-8 では変位が 5.29 mm 生じているのに対し、図-9 では変位は 4 mm 程度となっている。解析値と実験値との間に差が生じているが、これは FRP の材料特性によるものであると推察される。文献⁴⁾で使用されている GFRP の warp 方向の引張弾性係数は 17.92 GPa であるが、圧縮弾性係数は 22.49 GPa と引張より約 5 GPa 高い。表-1 に示されているように、本研究では GFRP の X 方向縦弾性係数として一律に 17.92 GPa を与えたために、解析では圧縮域での剛性が実際より低く算出された可能性がある。そこで、X 方向縦弾性係数を 22.49 GPa を与えて同様の解析を実施した。解析結果は図-8 に FEM result (E = 22.49 GPa) として示されている。図-8 から、縦弾性係数を 22.49 GPa とした場合は、車軸荷重の2倍を荷重した際の変位が 4.37 mm であり、実験値とほとんど一致した結果を示した。以上を考慮して、本研究で実施した解析結果は文献⁴⁾で想定された条件を反映しているものと判断し、次の疲労荷重解析を実施した。

(2) 繰り返し荷重後の残存剛性

図-10 に解析から得られた繰り返し数と残存剛性の関係を示す。ここでの剛性は荷重荷重を支間中央変位で除することで算出した。また、図-10 には実験での残存剛性 - 繰り返し数関係を示す。図-10 から分かるように、本研究での荷重条件では、繰り返し数が増加しても部材の残存剛性は全く低下しなかった。一方で、文献⁴⁾での報告では200万回の繰り返し荷重後に残存剛性は5.9%低下しており、解析とは異なる傾向を示した。しかしなが

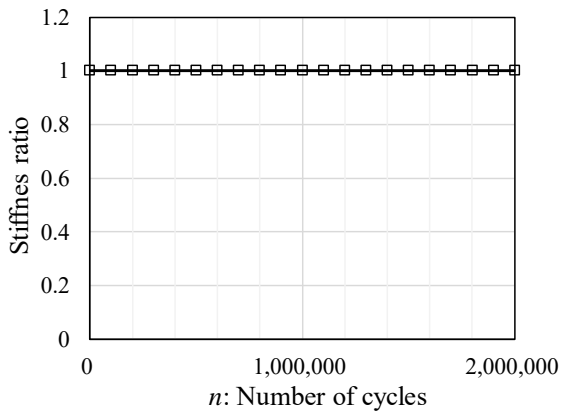


図-10 車軸荷重×2 載荷時の曲げ剛性履歴

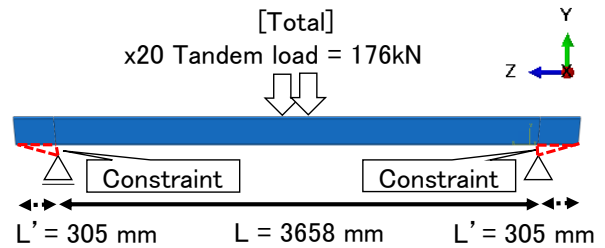


図-11 載荷荷重を増やした解析の境界条件

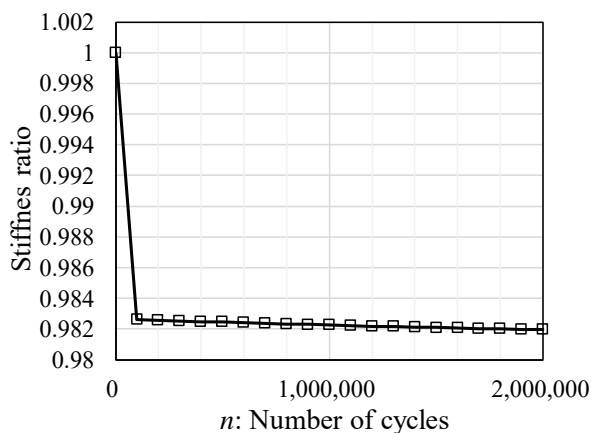


図-12 車軸荷重×20 載荷時の曲げ剛性履歴

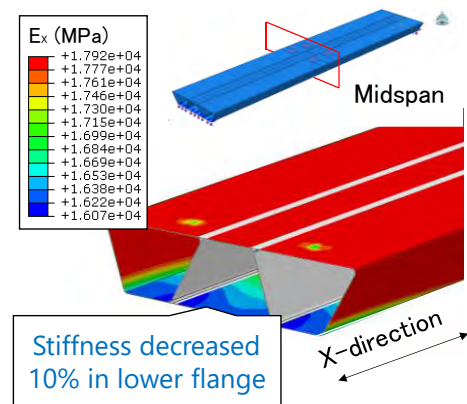


図-13 200 万回載荷後の[0]₂₀層縦弾性係数分布

ら、実験では室温の変化や、コンクリート - FRP 間の付着力減少が生じた可能性があり、そのような要因で残存剛性が変化したことも考えられる。

解析において残存剛性が全く低下しなかった原因としては、作用応力が極端に小さかったことが考えられる。車軸荷重の 2 倍を載荷した際にモデル内で生じた最大引張応力は 13.6MPa であり、最大圧縮応力は 11.8MPa であった。S-N 曲線から求められる疲労寿命 N_{fT} は、引張応力が 13.6MPa の時、式(5)から $N_{fT} = 2.36 \times 10^{16}$ である。圧縮応力が 11.8MPa の時、式(15)から $N_{fC} = 5.24 \times 10^{22}$ である。このように繰り返し作用応力が小さい場合は疲労寿命がほとんど無限大といっているような繰り返し数となり、 10^7 回でも疲労寿命の 0.1% に満たないために、弾性係数はほとんど低下せず、結果として部材剛性も変化しない。以上のことから、活荷重による作用応力が極めて小さい場合には、材料の剛性低下を考慮したとしても部材剛性は変化しない可能性があることが分かった。

(3) 載荷荷重を大きくした場合の残存剛性

材料剛性が低下した場合の部材の剛性を評価するため、載荷荷重を設計車軸荷重の 20 倍 (176kN) に増加し解析

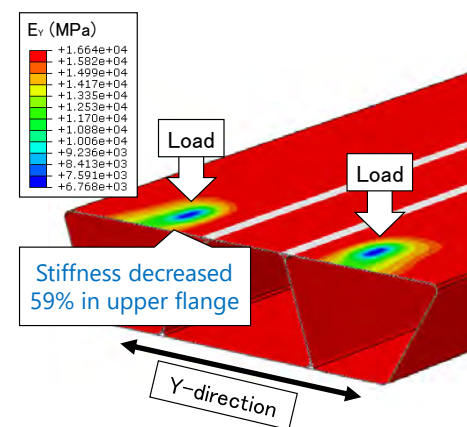


図-14 200 万回載荷後の[0]₇層縦弾性係数分布

を実施した。このとき、支点部の応力集中による影響を取り除くため、図-11 のようにモデルを 305mm ずつ延長し、延長した部分の下フランジの自由度を両端支点に拘束した。

載荷荷重 176kN で 200 万回の繰り返し載荷解析を実施した結果得られた、繰り返し数と残存剛性の関係を図-

12 に示す。図-12 においても残存剛性は載荷荷重と支間中央変位の比と定義した。図-12 から繰り返し回数が増加するにつれ部材の残存剛性が低下していることがわかる。部材剛性は最初の 20 万回で 1.74%減少し、その後はほぼ線形に低下した。200 万回載荷後の残存剛性は初期の 98.2%であった。

200 万回載荷後の縦弾性係数の分布を図-13 に示す。図-16 には FEM モデルの最外層に位置する [0]₂₀ 層 (図-7(a)(b)) の縦弾性係数を示す。図-13 から 200 万回載荷後には下フランジにおいて縦弾性係数が 16.07 GPa まで低下していることがわかる。表-1 から X 方向の初期弾性係数は 17.92 GPa であるため、下フランジでは約 10%縦弾性係数が低下したことになる。一方で、上フランジにおいては載荷点直下で縦弾性係数が約 17 GPa まで低下しているが、下フランジと比べて高い弾性係数を維持した。載荷点直下は高い応力が作用していると予測されたが、[0]₂₀ 層の縦弾性係数は下フランジと比べて高い値を維持した。これは、[0]₂₀ 層が上フランジの上面に位置しており、圧縮の繰り返し応力が作用しているためであると考えられる。実際に先行研究^{10),12)}では圧縮疲労損傷による剛性低下が引張と比べて小さいことが報告されている。そこで、より剛性低下が激しいと思われる上フランジ下面 (引張側) の縦弾性係数に着目する。図-14 に最内層である [0]₇ 層 (図-7(a)) の縦弾性係数を示す。図-14 からわかるように、上フランジでは [0]₇ 層の Y 方向縦弾性係数が引張疲労損傷により大きく低下しており、200 万回載荷後においては初期から 59%低下していることが確認された。以上の解析結果から、車軸荷重の 20 倍で疲労試験を行った場合は、部材剛性が僅かに低下するほか、上フランジ下面から疲労破壊を生じることが推察された。

6. 結論

本研究では GFRP の疲労損傷による剛性低下に着目し、FRP - コンクリート複合桁の FEM 解析を行った。解析では定式化した GFRP の剛性低下をシェル要素に実装し、200 万回載荷後の残存剛性を調べた。本研究から得られた知見を以下に要約する。

1. 静的載荷の実験結果と解析結果を比較した結果、両者の荷重-たわみ関係に若干の差が生じた。この差は GFRP の引張・圧縮弾性係数の差によるものであると考えられる。
2. 車軸荷重の 2 倍を載荷荷重として解析を行った結果、200 万回載荷後においても部材剛性は全く低下しなかった。これは桁断面がたわみ制限により決定されるため、載荷荷重による作用応力が材料強

度に比べて極端に小さかったためであると考えられる。

3. 車軸荷重の 20 倍を載荷荷重として解析を行った結果、200 万回載荷後では部材剛性が 1.74%低下した。このとき下フランジでは縦弾性係数が約 10%低下していたことから、部材の全体剛性は材料剛性に比べて剛性低下に鈍感であると考えられる。
4. 車軸荷重の 20 倍を載荷荷重とした解析結果から、対象構造では上フランジ下面から疲労破壊が生じることが推測された。

今後の課題として、本研究で用いた解析手法が両振り疲労 (応力比 = -1) の場合に適用可能か検討する必要がある。また、層間せん断応力が疲労損傷や疲労破壊に与える影響についても調査する必要がある。

謝辞：本研究は JSPS 科研費 JP22J15081 の助成を受けたものです。また解析モデルの作成にあたっては Technical University of Denmark の Xiao Chen 先生に助言をいただきました。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- 1) Bank, L. C.: Application of FRP Composites to Bridges in the USA, *Proc. of the International Colloquium on Application of FRP to bridges*, JSCE, pp. 9-16, 2006.
- 2) 土木学会：FRP 歩道橋設計・施工指針 (案), 2014.
- 3) Davids, G. W., Diba, A., Dagher, J. H., Guzzi, D. and Schanck, P. A.: Development, assessment and implementation of a novel FRP composite girder bridge, *Construction and Building Materials*, Vol. 340, pp. 127818, 2022.
- 4) Kitane, Y., Aref, J. A. and Lee, C. G.: Static and Fatigue Testing of Hybrid Fiber-Reinforced Polymer-Concrete Bridge Superstructure, *Journal of Composite for Construction*, Vol.8, Issue 2, pp.182-190, 2004.
- 5) 土木学会：2014 年制定 複合構造標準示方書[原則編・設計編], 2014.
- 6) European committee for standardization: CEN/TS 19101 Design of fibre-polymer composite structures, 2022.
- 7) Vassilopoulos, A. P. and Keller, T.: Fatigue of Fiber-reinforced Composites, Springer London, 2011.
- 8) Keller, T. and Gürtler, H.: Quasi-static and fatigue performance of a cellular FRP bridge deck adhesively bonded to steel girders, *Composite Structures*, vol. 70, no. 4, pp. 484-496, 2005.
- 9) Karpenko, O., Peeters, T., Christoforidou, A., and Pavlovic, M.: FATIGUE OF WEB-CORE COMPOSITE BRIDGE DECKS: AN EXPERIMENTAL AND NUMERICAL STUDY, *Proc. of 11th International Conference on Fiber-Reinforced Polymer (FRP) Composites in Civil Engineering (CICE 2023)*, 2023.
- 10) 佐藤顕彦, 北根安雄, 日比英輝, 五井良直, 杉浦邦征：ハンドレイアップ成形 GFRP の疲労強度および繰り返し載荷に伴う剛性低下の評価, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol. 78, No. 5, pp. II_54-II_65, 2022.

- 11) 佐藤顕彦, 北根安雄, 杉浦邦征, 五井良直: 平織ロービングクロス GFRP の面内せん断強度とせん断剛性低下, 日本材料学会第 72 期学術講演会概要集, 326, 2023.
- 12) Sato, A., Kitane, Y., Sugiura, K., Hibi, H. and Goi, Y.: Fatigue strength and stiffness degradation of the woven roving GFRP under compression-compression cyclic loading, *Proc. of 11th International Conference on Fiber-Reinforced Polymer (FRP) Composites in Civil Engineering (CICE 2023)*, 2023.
- 13) 佐藤顕彦, 北根安雄, 杉浦邦征, 日比英輝, 五井良直: ハンドレイアップ成形 GFRP の疲労損傷が構造部材の残存剛性に与える影響, 第 9 回 FRP 複合構造・橋梁に関するシンポジウム講演概要集, 土木学会, pp. 17-25, 2022.
- 14) Wu, F. and Yao, W.: A fatigue damage model of composite materials, *International Journal of Fatigue*, Vol. 32. pp. 134-138, 2010.
- 15) Dassault Systems Simulia: ABAQUS Analysis User's Manual, Version 2020.
- 16) 茗荷将浩, Mohammad Abdul KADER, 北根安雄, 伊藤義人, 日比英輝: 単ボルト接合実験によるハンドレイアップ GFRP 部材の接合部耐力評価, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol. 73, No. 5, pp. II_62-II_73, 2017.

(Received August 25, 2023)

Fatigue analysis of FRP-concrete composite girder focusing on stiffness degradation of GFRP

Akihiko SATO, Yasuo KITANE and Kunitomo SUGIURA

GFRP is widely used as a main structural member of pedestrian bridges and small water gates. However, the fatigue properties are not clear. It is known that GFRP material stiffness decreases due to fatigue damage, but there are very few examples of fatigue tests of GFRP members, and the cause of the change in member stiffness recorded in the fatigue test has not revealed. Therefore, this study attempts to evaluate the remaining stiffness of GFRP members based on the stiffness degradation model obtained from the material fatigue test. The target structure is a GFRP-concrete composite girder, and a bending fatigue test with double the axle load was reproduced by numerical analysis. As a result of the analysis, it was clarified that the member stiffness does not decrease even after repeated loading because the acting stress is small under the design load. Furthermore, the analysis estimates that the fatigue failure of the target structure initiates from the lower surface of the upper flange under large repeated load.