

Sat. May 27, 2023

A

Common session | Organized Session (応用力学の実務への展開)

企画セッション (応用力学の実務への展開) ①

座長:加藤 準治(名古屋大学)

3:30 PM - 4:45 PM A (6号館 4階 6410室)

[11011-15-01] Shape design of bridge collapse protection bracket by applying topology optimization techniques (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Yukio Kitada¹, Ichiro Dote¹, Takahiro Kurokawa¹, Toshio Matsumura², Masaaki Nakamura², Junji Kato³ (1. HINODE Holdings Co.,Ltd., 2. The Takigami Steel Construction Co.,Ltd., 3. Nagoya University)

3:30 PM - 3:45 PM

[11011-15-02] Accuracies of Theoretical Solutions on Elastic Wave Field Generated by Spherical Impactor of Impact-Echo (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Tadashi Kanno¹ (1. East Nippon Expressway Co., Ltd.)

3:45 PM - 4:00 PM

[11011-15-03] Application of Fluid-Soil-Structure Coupling Simulation based on Particle Methods to Preliminary Study of Anti-erosion measures (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Kumpei Tsuji¹, Yusuke Saeki¹, Mitsuteru Asai¹ (1. Kyushu University)

4:00 PM - 4:15 PM

[11011-15-04] Fatigue life improvement of welded joint by controlled shape and application of fatigue life prediction method considering cyclic elasto-plasticity response. (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Kasumi Morita¹, Masashi Mouri¹, Riccardo Fincato², Seiichiro Tsutsumi² (1. IHI Corporation, 2. Osaka univesity)

4:15 PM - 4:30 PM

[11011-15-05] Data assimilation simulating the construction of tunnels into a ground assuming a strain softening model

(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Yasuhisa Aono¹, Tetsuo Okuno¹ (1. Shimizu Corporation)

4:30 PM - 4:45 PM

B

Common session | Organized Session(数値解析の検証と妥当性確認 (V&V)、不確かさ評価)

企画セッション (数値解析の検証と妥当性確認 (V&V)、不確かさ評価) ①

座長:櫻井 英行(清水建設株)

3:30 PM - 5:30 PM B (6号館 4階 6418室)

[12013-20-01] V&V of a Simultaneous Analysis Model of River Flow and Seepage Flow Around River Structures (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Hongxuan YANG¹, Kenta SHIBATA¹, Riku TASHIRO¹, Toshiro KUMAKURA¹, Tokuzo HOSOYAMADA¹, Minjiao LU¹ (1. Nagaoka University of Technology)

3:30 PM - 3:45 PM

[12013-20-02] Validation method of in site test(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Shin Sato¹, Hara Akira¹, Shimura Tomoyuki¹ (1. Obayashi corporation)

3:45 PM - 4:00 PM

[12013-20-03] Uncertainty quantification for dependent parameters using hierarchical Bayesian model updating and model class selection (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Masaru Kitahara¹, Takeshi Kitahara², Michael Beer³ (1. The University of Tokyo, 2. Kanto Gakuin University, 3. Leibniz University Hannover)

4:00 PM - 4:15 PM

[12013-20-04] A Method for Determining Fracture Mechanics Parameters of Concrete Using Response Surface Methodology and Nonlinear Finite Element Analysis (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

Takayuki Tanaka¹, *Mao Kurumatani¹ (1. Ibaraki University)

4:15 PM - 4:30 PM

- [12013-20-05] Validation Experiment of Reinforced Concrete Beams with Shear Reinforcements for Verification and Validation (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Junki Hanyu¹, Mao kurumatani¹ (1. Ibaraki University)

4:30 PM - 4:45 PM

- [12013-20-06] Code Verification by Code-to-Code Comparison for Non-linear Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Beam (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Eigo Watanabe¹, Kohya Iijima¹, Ryoji Yamakawa¹, Mao Kurumatani¹ (1. Ibaraki University)

4:45 PM - 5:00 PM

- [12013-20-07] Data assimilation by digital image correlation strain measurement for load-carrying capacity analysis of steel members with local damages (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Kai Sato¹, Mayuko Nishio² (1. University of Tsukuba, 2. Faculty of Engineering, Information and Systems, University of Tsukuba)

5:00 PM - 5:15 PM

- [12013-20-08] Modeling of Joints for Woods Structures at Natural Frequency based on ASME V&V (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Yuki Fukutani¹, Hidefumi Yukawa¹, Chikako Natsumeda¹, Kazumi Matsui¹, Kazuyuki Kurata², Takahiro Miura³, Arata Tsuzuki⁴, Takeki Yamamoto⁵, Hirofumi Sugiyama⁶, Dai Watanabe⁷, Xuelong Lyu¹, Takahiro Yamada¹ (1. Yokohama National University, 2. Terumo Corporation, 3. Cybernet Systems Company Limited, 4. Dassault Systemes K.K., 5. Hiroshima University, 6. University of Yamanashi, 7. Shibaura Institute of Technology)

5:15 PM - 5:30 PM

Common session | Organized Session (応用力学の実務への展開)**企画セッション（応用力学の実務への展開）①**

座長:加藤 準治(名古屋大学)

Sat. May 27, 2023 3:30 PM - 4:45 PM A (6号館 4階 6410室)

[11011-15-01] Shape design of bridge collapse protection bracket by applying topology optimization techniques (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Yukio Kitada¹, Ichiro Dote¹, Takahiro Kurokawa¹, Toshio Matsumura², Masaaki Nakamura², Junji Kato³ (1. HINODE Holdings Co.,Ltd., 2. The Takigami Steel Construction Co.,Ltd., 3. Nagoya University)

3:30 PM - 3:45 PM

[11011-15-02] Accuracies of Theoretical Solutions on Elastic Wave Field Generated by Spherical Impactor of Impact-Echo (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Tadashi Kanno¹ (1. East Nippon Expressway Co., Ltd.)

3:45 PM - 4:00 PM

[11011-15-03] Application of Fluid-Soil-Structure Coupling Simulation based on Particle Methods to Preliminary Study of Anti-erosion measures (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Kumpei Tsuji¹, Yusuke Saeki¹, Mitsuteru Asai¹ (1. Kyushu University)

4:00 PM - 4:15 PM

[11011-15-04] Fatigue life improvement of welded joint by controlled shape and application of fatigue life prediction method considering cyclic elasto-plasticity response. (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Kasumi Morita¹, Masashi Mouri¹, Riccardo Fincato², Seiichiro Tsutsumi² (1. IHI Corporation, 2. Osaka university)

4:15 PM - 4:30 PM

[11011-15-05] Data assimilation simulating the construction of tunnels into a ground assuming a strain softening model (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Yasuhisa Aono¹, Tetsuo Okuno¹ (1. Shimizu Corporation)

4:30 PM - 4:45 PM

トポロジー最適化技術を適用した落橋防止ブラケットの形状設計 (シンポジウム講演概要)

Shape design of bridge collapse protection bracket by applying topology optimization techniques (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

北田 幸夫 (ヒノデホールディングス) 土手 一朗 (ヒノデホールディングス) 黒川 貴大 (ヒノデホールディングス)

松村 寿男 (瀧上工業) 中村 将章 (瀧上工業) 加藤 準治 (名古屋大・工)

Yukio KITADA, HINODE Holdings Co.,Ltd.

Ichiro DOTE, HINODE Holdings Co.,Ltd.

Takahiro KUROKAWA, HINODE Holdings Co.,Ltd.

Toshio MATSUMURA, The Takigami Steel Construction Co.,Ltd.

Masaaki NAKAMURA, The Takigami Steel Construction Co.,Ltd.

Junji KATO, Nagoya University

E-mail: y-kitada@hinodesuido.co.jp

A topology optimization method was used to develop a lightweight and rigid cast metal bracket that does not require welded joints for use in bridge fall prevention structures. To evaluate the performance of this shape as a combined product, rather than as a stand-alone product, an assembly analysis was conducted under actual usage conditions to evaluate the performance in a more realistic environment. The new shape is approximately 30% lighter than the current shape, and its performance is equivalent or better.

1. はじめに

近年予防保全の重要性が高まっており、橋梁の大規模な改築や更新工事等の保全工事が多く発注され、橋梁の保全市場が急速に拡大している。一方、デジタル技術としてトポロジー最適化や 3D プリンティング技術が急速に進歩しており、最適化形状の導出や溶接レスの一体製造が可能となってきた^{1),2),3)}。

そこで著者らによるこれまでの研究において、今後急増する老朽化したインフラの効率的かつ効果的な改築等に資することを目的に、橋梁の落橋防止構造に用いられるブラケット部材を対象として、溶接接合を必要としない鋳物製による軽量かつ高剛性な形状をトポロジー最適化手法により導出した。この形状は現行形状と比較して約 30%の軽量化を実現し、剛性及び弾性範囲ともに現行形状を上回っていることを示した^{1),2)}。しかし、この形状はブラケット単体で検討した結果であり、現実的な状態での評価は行っていない。

一方、著者らが実施した別の研究において、単体で検討した最適化形状を、施工状態に近い構造で評価を行っている。その結果、単体検討のみでは現れない課題が発生する可能性がある事がわかった³⁾。

そこで、今回は落橋防止ブラケットの単体検討の結果を、実際の使用状態に近い解析モデルでの検討を行い、その結果を評価した。更に単体検討での課題をクリアした最適化形状案の導出も行い評価した。

2. 単体検討での最適化形状案の評価

一般的な落橋防止ブラケットの現行形状を Fig. 1 に示す。なお、現行形状に使用されている材料は SMA400W であり、質量は 216kg である。

一方、トポロジー最適化の形状検討を行うにあたり、使用材料としては、一体化で自由形状が可能な鋳造製とし、強度や剛性の観点から、より弾性範囲が広く耐力に余裕がある FCD600 (球状黒鉛鉄鉄) とした。設計条件は、剛性は現行形状と同等以上であること、応力は設計荷重において弾性領域であることとした。拘束条件はボルト締結部 11

カ所の座面部を完全固定とし、荷重条件は水平方向 (-X 方向) にケーブルで荷重が掛かる位置に載荷した。この荷重条件の他にも複数の荷重条件を加味しているが、ここでは省略する。トポロジー最適化解析ソフトは「くいんと社製」の「HiramekiWorks」を使用した。単体検討での最適化形状案 (質量 150kg, 以下最適化形状案 A) を Fig. 2 に示す。この最適化形状案 A は、単体検討としては現行形状と比較して約 30%の軽量化を実現しつつ、剛性及び弾性範囲ともに現行形状を上回った^{1),2)}。

3. 組合せ検討での最適化形状案 A の評価

最適化形状案 A は単体検討では良い評価を得る事ができたが、実際の使用状況を再現した組合せた状態で、どのような挙動を示すのかは把握できていない。そこで、使用状態をモデル化した解析 (アセンブリ解析) を実施した。その解析モデルと解析条件を Fig. 3 に示す。また、解析結果として強制変位部の荷重-変位図を Fig. 4 に示す。この図より、現行形状 及び 最適化形状案 A の両形状とも単体解析に比べてアセンブリ解析の結果は、設計荷重 (500kN) は

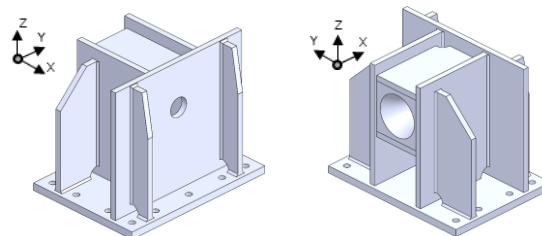


Fig. 1 Current Shape

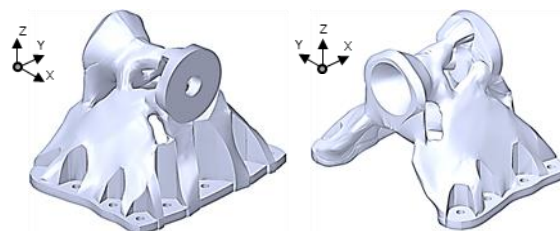


Fig. 2 Optimized Shape (A)

クリアしているものの早い段階で変位量が大きくなる事がわかった。また、単体解析では最適化形状案 A が現行形状を大きく上回る弾性範囲を示していたのに対し、アセンブリ解析では逆に弾性範囲は狭くなっている事もわかった。なお、ここで言う弾性範囲とは荷重に対する変位量が直線性を保つ範囲を指しており、材料の弾性範囲ではない。つまり、材料としては弾性範囲でも滑りが発生すれば直線性は失われる点に注意が必要である。これらの弾性範囲が狭くなった原因は、ブラケットの底面が早期に滑り出す事や、ボルトの曲げ変形及び伸びが影響していると考えられる。特に最適化形状案 A は強制変位面に対して後方が Y 方向に広がり、現行形状よりも早く滑り始める事がわかった。これは、底面形状がコの字形になっており、強制変位方向に対して直角方向の剛性が低い事が理由であると考えられる。

4. 組合せを考慮した最適化形状案 B の導出

アセンブリ解析において、現行形状と同等以上の性能をもつ最適化形状案 B を導出するため、単体での検討とは異なるボルトの曲げ変形や伸びを考慮したトポロジー解析を実施した。つまり、解析を行う際に、あらかじめボルトのモデル形状を追加し、ボルトの先端を固定条件とする事に

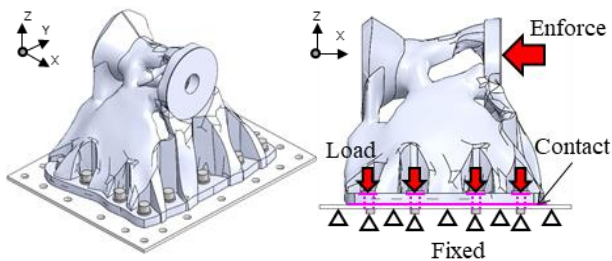


Fig. 3 Analysis Model and Analysis Conditions

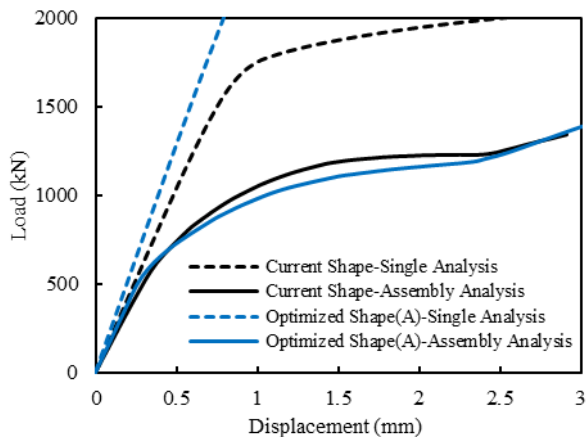


Fig. 4 Load-Displacement Diagram (Current Shape, Optimized Shape (A))

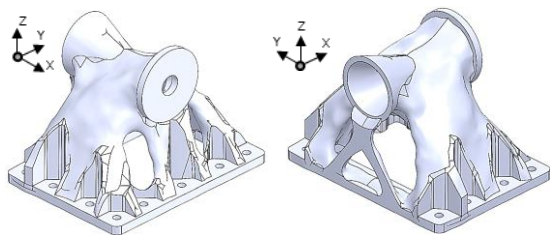


Fig. 5 Optimized Shape (B)

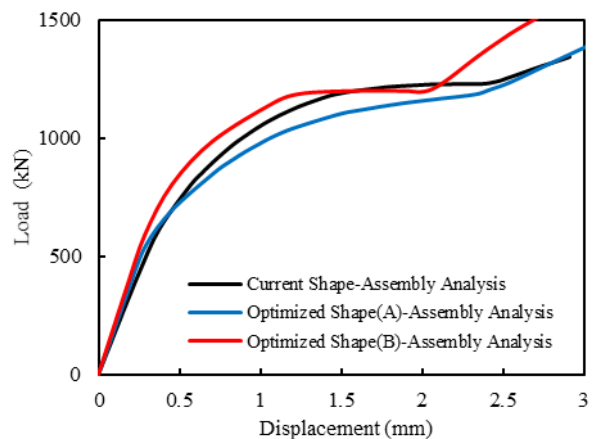


Fig. 6 Load-Displacement Diagram (Current Shape, Optimized Shape (A), (B))

より、ボルトの変形を考慮した最適化形状案 B (質量 150kg) を導出した。この形状を Fig. 5 に示す。

5. 組合せ検討での最適化形状案 B の評価

最適化形状案 B におけるアセンブリ解析を実施した。解析条件は前述の Fig. 3 と同じである。解析結果の荷重－変位図を Fig. 6 に示す。この図より、最適化形状案 B は現行形状や最適化形状案 A と比較して、剛性が高くなり、弾性範囲は現行形状とほぼ同等となる事がわかった。つまり、最適化形状案 B は現行形状に対し約 30%の軽量化を実現しつつ、現実的な使用状態において剛性は現行形状を上回り、弾性範囲はほぼ同等レベルであるという結果が得られた。

6. 結論

本研究では、落橋防止ブラケットの形状提案において、単体の検討ではなく組み合わされた製品としての性能を評価するため、実際の使用状況をモデル化した状態でのアセンブリ解析を実施し、現実的な状態における性能評価を行った。更に課題を解決した改良形状を導出し、その形状は現行形状と比較して約 30%の軽量化を実現しつつ、性能は同等以上である事を示した。

7. 謝辞

本研究は国土交通省の建設技術研究開発助成制度 JPJ000094 の助成（研究代表者：日之出水道機器株式会社 野村和孝）の研究助成金を用いて実施した。ここに記して感謝の意を表する。

参考文献

- 1) 土手一朗, 北田幸夫, 甲斐信博, 野村和孝, 酒井成史, 松村寿男, 中村将章, 加藤準治: トポロジー最適化手法を用いた非溶接橋梁用ブラケットの開発, 年次学術講演会講演概要集, pp.CS11-05, 土木学会, 2022.
- 2) 北田幸夫, 土手一朗, 松村寿男, 中村将章, 加藤準治: トポロジー最適化技術を用いた落橋防止ブラケットの形状導出, 土木構造・材料論文集, 第 38 号, 九州橋梁・構造工学会, 2023.
- 3) 北田幸夫, 黒川貴大, 長崎怜, 松村寿男, 中村将章, 加藤準治: トポロジー最適化技術を用いた仮設ブラケットの設計及び評価, 構造工学論文集, Vol. 69A, 土木学会, 2023.

衝撃弾性波法の鋼球打撃が作る弾性波動場の理論解の精度（シンポジウム講演概要）

Accuracies of Theoretical Solutions on Elastic Wave Field Generated by Spherical Impactor of Impact-Echo (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

菅野 匡（東日本高速道路）
Tadashi KANNO, East Nippon Expressway Co., Ltd.
E-mail: t.kanno.ab@e-nexco.co.jp

An estimation of elastic wave amplitude field generated by impact of spherical ball is required for impact-echo non-destructive tests. The responses to the impact loads by the impactors can be modeled by Lamb's problem solved rigorously by Cagniard's method on line of vertical load in semi-infinite elastic solid. Miller et al. approximated solution by means of the steepest descent method, Ewing et al. derived equations of inverse integral transforms by deformations of integral paths, and Brind et al. presented approximate equations in the near-field under potential point source as series of cylinder wave functions with coefficients expressed in Laurent series. For the sake of discussion on echo by the impactor, accuracies of the approximate equations are assessed in this paper. The results of comparisons with the rigorous solutions indicate that Ewing's equations give suitable approximations for P waves, moreover, the steepest descent method gives the appropriate precision on the far-field over phase distance of 4.

1. はじめに

コンクリート構造物の非破壊試験では、高減衰特性のため、大入力であるハンマーや鋼球による打撃が広く用いられる。生成された弾性波動場が推定され、打撃から受信までの弾性波の伝搬経路を特定して、受信波が解析される。

筆者他^{1),2)}は、衝撃弾性波法により、コンクリート中のP波速度を測定するとき、仮定とは異なる経路をたどるエコーが卓越することを実験と解析から示した。打撃を周期点荷重と見なすと、弾性波動場は、Lambの問題³⁾でモデル化され、提案された近似式が適用可能となる。本研究では、衝撃弾性波法の波動伝搬経路の理論的推定に必要な、鋼球の生成する弾性波動場の近似解を厳密解と比較した。

2. Lambの問題の厳密解

モデルとなる周期鉛直荷重下の半無限弾性体の挙動は、次のNavierの方程式に支配される。

$$(\lambda + 2\mu)\nabla\nabla\cdot\mathbf{u} - \mu\nabla\times\nabla\times\mathbf{u} = \rho\ddot{\mathbf{u}}. \quad (1)$$

この式は、両辺を積分変換して、着目する変数について解き、逆変換すれば、形式的に解ける。これがLambの問題³⁾である。

周期鉛直荷重が作用するとき、逆変換で表現されたP波変位は、弾性体内の荷重線上で、Cagniardの方法により陽に解ける。一例に、軸対称問題の深さ方向の変位応答解を載せる。

$$k_p u_z = \int_0^t G(t-\tau) [\delta(\tau) - i\omega_0 e^{-i\omega_0\tau}] d\tau, \quad (2)$$

ここで、

$$G(t) = \frac{k_p Z}{\mu} \frac{1}{2\pi z} \left[\frac{-\tau^2(2\tau^2 + \delta_2)H(t-z/c_p)}{(2\tau^2 + \delta_2)^2 - 4(\tau^2 - \varepsilon)\tau(\tau^2 + \delta_1)^{1/2}} + \frac{2(2\tau^2 - \delta_1)^{1/2}\tau(\tau^2 - 1)H(t-z/c_s)}{(2\tau^2 - 1)^2 - 4(\tau^2 - 1)\tau(\tau^2 - \delta_1)^{1/2}} \right], \quad (3)$$

$$\tau = c_s t/z, \varepsilon = (c_s/c_p)^2, \delta_1 = 1 - \varepsilon, \delta_2 = 1 - 2\varepsilon. \quad (4)$$

3. Lambの問題の近似解

Miller他⁴⁾は、逆変換解の被積分関数に着目し、指数関数

のべき指数実数成分の鞍点を取り、逆積分を近似した。Fig.1で2次元問題の近似を、Fig.2で軸対称問題の近似を、荷重線上深さ方向を横軸にとり、P波振幅を厳密解と比較した。いずれも、位相距離4以上で良い近似を与える。

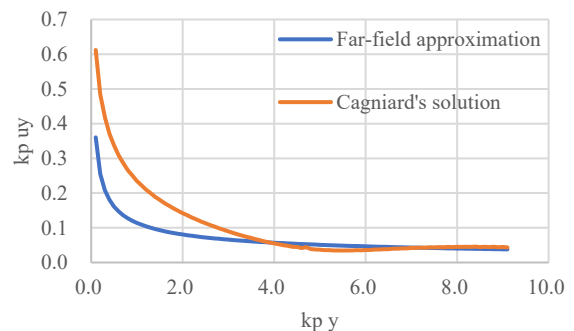


Fig. 1 Accuracy of steepest descent under 2-D condition.

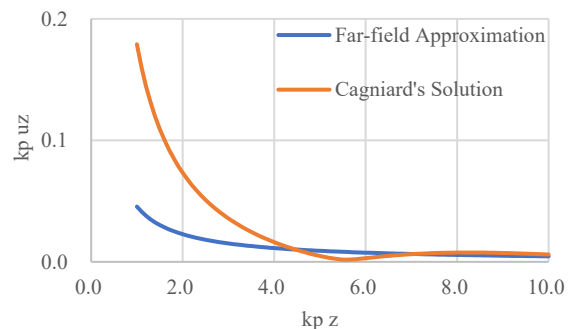


Fig. 2 Accuracy of steepest descent under axial symmetry.

Ewing他⁵⁾は、2次元問題について、逆積分の積分路をRiemann面上で変形して、陽な解を誘導した。Fig.3とFig.4で最急降下法により近似した半無限弾性体内のP波、SV波の振幅の分布を、Fig.5とFig.6でEwingの方法で誘導したP波、SV波の振幅の分布を示し比較する。深さ方向に位相距離2以上で、P波が良い近似となっている。

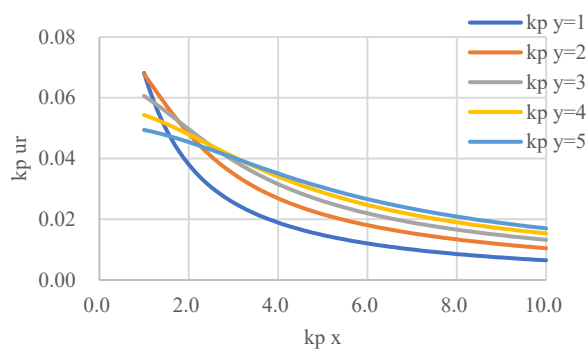


Fig. 3 P wave amplitude approximation by steepest descent.

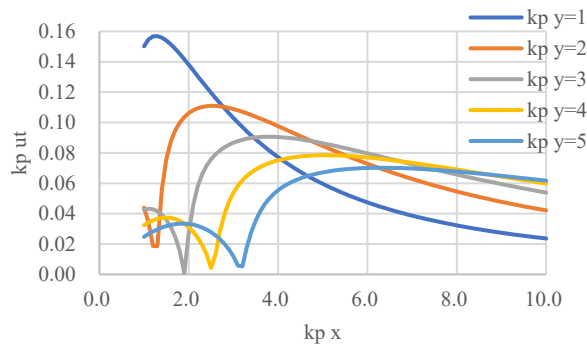


Fig. 4 SV wave amplitude approximation by steepest descent.

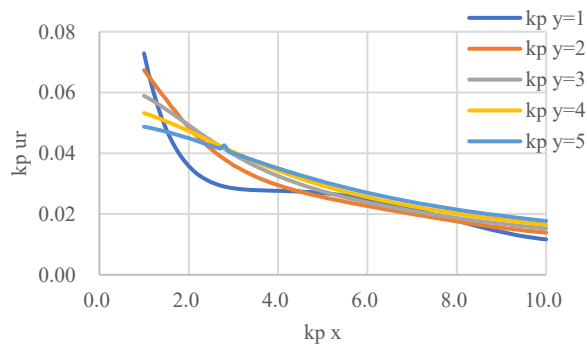


Fig. 5 P wave approximation by Ewing's scheme.

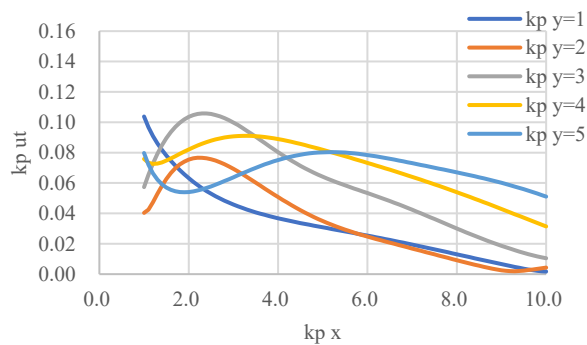


Fig. 6 SV wave approximation by Ewing's scheme.

Brind 他⁶⁾は, 1991 年ポテンシャル点源に対する半平面近距離場応答を, Laurent 級数を係数に持つ円柱波動関数の級数で表現した. この式と, 提示された方法を周期点荷重下の応答に拡張した式(5)で計算した荷重線上の点における P 波振幅を下図で厳密解と比較した.

いずれの近似精度も, 近距離場においてさえ最急降下法による近似に及ばない.

$$u_y = \sum_{m=-2}^{\infty} \mathcal{A}_m c_m(kr^*, \theta^*), \quad (5)$$

$$\text{ここで, } c_v(X, \theta) = J_v(X) \cos v\theta, \mathcal{A}_v = \beta_v + \alpha_v \frac{\partial}{\partial v}. \quad (6)$$

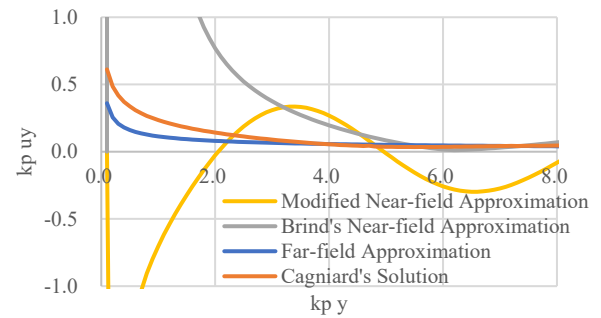


Fig. 7 P wave amplitude approximation by Brind's scheme.

4. 結論

衝撃弾性波法において, 受信波の解析に必要となる伝搬経路の情報を得るために, 鋼球打撃の作る半無限弾性体波動場の近似解の精度を検証した. 荷重点からの位相距離 4 以上の点からの反射は, 最急降下法による近似が妥当であり, 多重反射波を解析に用いる方法では, 位相距離が常に π となるため, 最急降下法近似が最も適する.

参考文献

- 1) 菅野匡, 山下健太郎, 境友昭, 衝撃弾性波法によるコンクリートの縦波速度測定に関する一考察, 土木学会第 21 回応用力学シンポジウム講演概要集, pp.287-288, 2018.5.
- 2) 菅野匡, 山下健太郎, 境友昭, 供試体を用いて測定される弾性波速度の形状依存問題に関する音線理論による検討, 日本非破壊検査協会 2021 年度秋季講演大会講演概要集, pp.129-132, 2021.11.
- 3) H. Lamb, On the propagation of tremors over the surface of an elastic solid, Phil. Trans. Roy. Soc. Lond., A, 203, pp.1-42, 1904
- 4) G. F. Miller and H. Pursey, The Field and Radiation Impedance of Mechanical Radiators on the Free Surface of a Semi-Infinite Isotropic Solid, Proc. R. Soc. Lond. A, 223, pp.521-541, 1954.
- 5) W. M. Ewing, W. S. Jardetzky and F. Press, Elastic Waves in Layered Media, McGraw-Hill Book Company Inc, 1957.
- 6) R. J. Brind and G. R. Wickham, The Near-field behavior of the fundamental elastodynamic solutions for a semi-infinite homogeneous isotropic elastic solid, Proc. R. Soc. Lond. A, 433, pp.101-120, 1991.

粒子法に基づく流体-地盤-構造連成解析の侵食対策工の事前検討への応用 (シンポジウム講演概要)

Application of Fluid-Soil-Structure Coupling Simulation based on Particle Methods to Preliminary Study of Anti-erosion measures (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

辻 勲平 (九大・工) 佐伯 勇輔 (九大・工) 浅井 光輝 (九大・工)

Kumpei TSUJI, Kyushu University
Yusuke SAEKI, Kyushu University
Mitsuteru ASAI, Kyushu University

E-mail: tsuji@doc.kyushu-u.ac.jp, Fax: 092-802-3371

This paper presents a fluid-soil-structure coupling method based on the particle method (ISPH, DEM) to simulate the erosion of a river embankment with PC sheet piles. Through numerical experiments comparing the deformation of embankments with different embedded depths, the number of sheet piles, and their shape, we confirmed that our proposed tool could qualitatively express the overflow resistance performance of each sheet pile.

1. はじめに

昨今の異常気象に伴う豪雨によって、日本各地で土構造物の崩壊や大規模な浸水被害が多発している。特に河川堤防の決壊は河川水の増水による越流に起因しており、決壊しにくく決壊までの時間を少しでも長くする減災効果を有した「粘り強い河川堤防」が求められている。国土交通省¹⁾は「越水に対する河川堤防の強化構造の検討に資する評価技術の開発」を指定型課題に挙げており、越流侵食に対する対策工など技術開発が進められている。例えば、持田らの研究²⁾では、堤体内に自立壁を構築する一部自立型構造が提案されており、水理実験などを通してその性能が示されてきた。

本研究では、剛性が大きく、耐久性に優れた PC 矢板を用いた強化構造の耐侵食性能を評価し得る 3 次元流体-地盤-構造連成解析ツールの開発を目的とする。解析ツールにおける激しい自由表面流れと浸透流の解析には粒子法の一つである ISPH (Incompressible Smoothed Particle Hydrodynamics)を選択する。また、越流によって生じる地盤の離散的な破壊は球形粒子を用いた DEM (Discrete Element Method)によって表現し、PC 矢板は球形粒子を剛体結合して形状を表現するクラスターDEM によってその挙動を表現する。そして、各種相互作用を評価することによって、流体-地盤-構造連成解析を実現する。なお本稿では、この連成解析ツールを用いて、PC 矢板の根入長あるいは形状による破壊性状の違いを定性的に確認することに注力した。

2. 連成解析手法

著者らの先行研究³⁾と同様に、流体解析では自由表面流れと浸透流の統一方程式 (Darcy-Brinkman 型方程式) を安定化 ISPH 法⁴⁾に従って解き、堤防を越流する流体運動を追跡する。また、堤防の変形解析と PC 矢板の挙動解析には個別要素法 DEM による粒状体解析あるいは複数の球形粒子を剛体結合したクラスターDEM 解析を実施する。この時、土粒子同士あるいは土粒子-剛体、剛体-剛体間の接触には通常の DEM と同様にバネダッシュポットモデルに従う接触・摩擦計算を実施する。なお、流体と土粒子 (球形 DEM) の相互作用力には相対速度に依存する抗力、流体と矢板 (クラスターDEM) の相互作用力として剛体に作用する圧力を

表面積分して得られる流体力を考慮する事で、河川水の越流と堤防の侵食、PC 矢板の挙動を表現する。

3. 河川堤防の侵食対策工の事前検討への応用

Fig.1 には、PC 矢板で補強した河川堤防の解析モデルの概略図を示した。本研究では、堤内地側の法面は越流水によって侵食したことを仮定して取り去った状態を初期状態としている。流体 (SPH 粒子) は、モデル左端の堤外地から一定流速 30 cm/s で流入させ、モデル右端の解析領域外に出た流体粒子は削除することによって、流体の流入・流出境界を表現した。また、Fig.2 には数値実験を行う 4 種の PC 矢板を設置した解析モデルの初期状態をまとめた ((a) 根入長 $D=20\text{cm}$ の短矢板, (b) 根入長 $D=40\text{cm}$ の長矢板, (c) 二重長矢板, (d) コの字型矢板)。

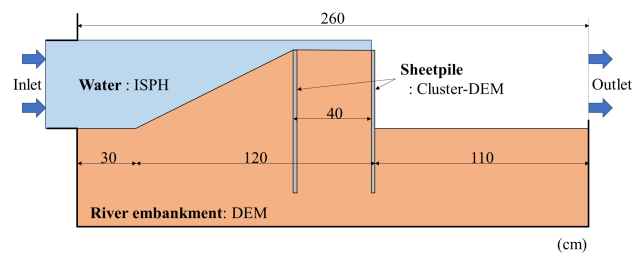


Fig.1 Schematic diagram of erosion simulation

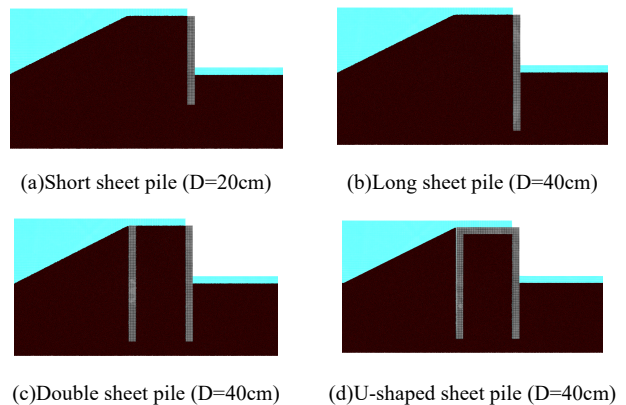


Fig.2 4 sheet-pile types of anti-erosion measures

4. 解析結果

Fig.3 には、河川堤防に設置した 4 種類の PC 矢板の変位状態と地盤の変形状態を、越流開始からの時系列変化で示した。(a)根入長が短矢板の場合、越流開始前から矢板左面に作用する水圧および土圧によって右側へと傾斜し、最終的には堤体を維持できずに倒壊に至った。一方で(b)の根入が深い長矢板の場合も、水圧と土圧によって傾斜は生じるものの、粘り強く堤体の崩壊を防ぐ様子を確認出来た。(a)と(b)の比較から、本解析手法によって根入長さによる破壊性状の効果を評価できることが確認できた。なお、いずれのケースでも、提案する流体-地盤-構造連成ツールを用いることによって、越流に起因する離散的な洗掘破壊を表現できることも確認できた。

また、(c)堤外地側にもう一本の PC 矢板を設置した二重矢板の場合、堤内地側と天端周辺の変形状態は(b)一本の長矢板の場合とはほとんど変わらず、堤外地側の変形が少し抑えられる程度の補強効果であった。天端部分も補強し矢板をつなげた(d)コの字型矢板の場合も、初期の水圧と土圧による若干の傾斜は生じている。ただし、堤体の変形は他の矢板形状よりも小さく、粘り強く地盤の変形を防ぐ減災効果を発揮することを確認した。

5. 結論と今後の課題

本研究では、河川堤防の侵食および崩壊を粘り強く防ぐ PC 矢板による補強工法の耐越流性能の評価に資する粒子法に基づく流体-地盤-構造連成解析ツールを開発した。本報で掲載した河川堤防の越流を模擬した数値実験を通して、流体の激しい流れと地盤の離散的な破壊、そして各種矢板形状の耐越流性能を表現し得るツールであることを確認することが出来た。

今後、持田らの実験²⁾のような室内実験との比較を通して、定量的な評価(矢板の変位、地盤の変形状態、洗掘深等)を実施するため、各種解析手法の高精度化を実施していく予定である。

参考文献

- 1) 国土交通省, "河川砂防技術研究開発公募 河川技術部門", <https://www.mlit.go.jp/river/gijutsu/kasenryuiki/index.html>, 2023 年 3 月 4 日閲覧。
- 2) 持田裕輔, 山崎弘芳, 妙中真治, 藤澤和謙, 高橋章浩, 越水による河川堤防の決壊に対する鋼矢板補強構造の抵抗機構に関する実験的研究その 2, 第 10 回河川堤防技術シンポジウム論文集, pp.33-36, 2022.
- 3) Tsuji, K., Asai, M., Kasama, K.: Seepage failure prediction of breakwater using an unresolved ISPH-DEM coupling method enriched with Terzaghi's critical hydraulic gradient, *Adv. Model. Simul. Eng. Sci.*, 10(1), pp.1-27, 2023.
- 4) Asai, M., Aly, A.M., Sonoda, Y. and Sakai, Y.: A stabilized incompressible SPH method by relaxing the density invariance condition, *J. Appl. Math.*, Vol.2012, 2012.

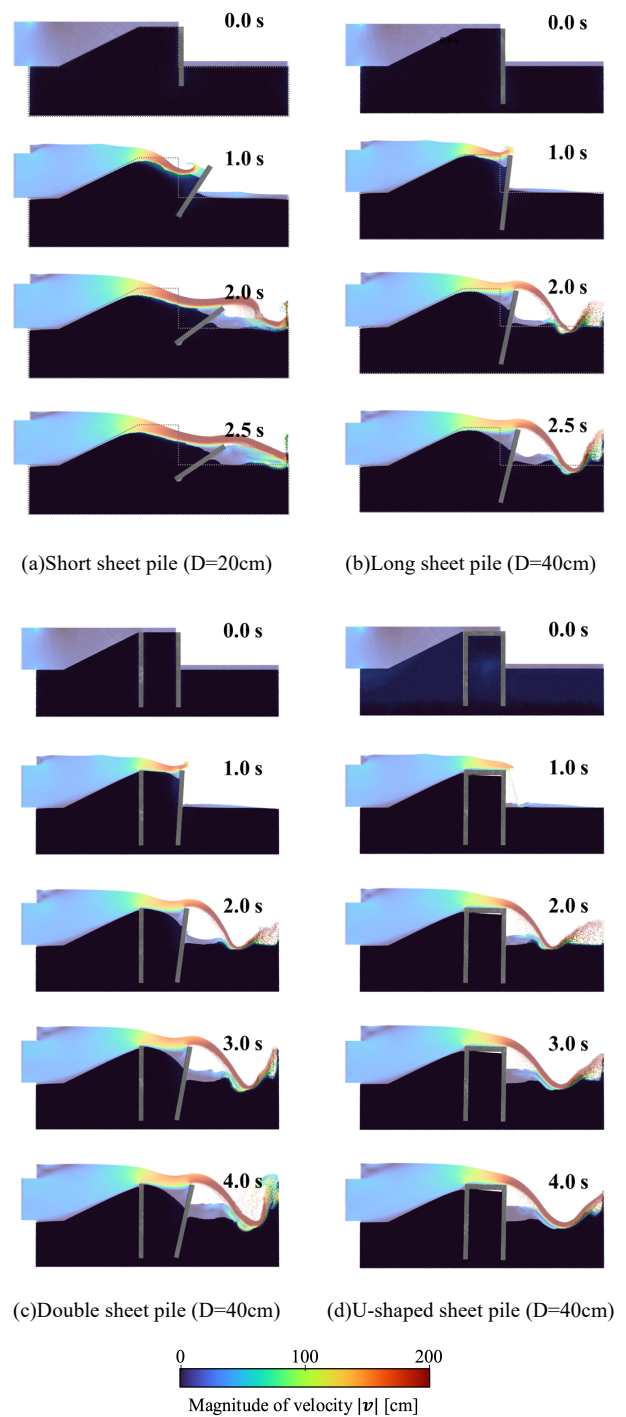


Fig.3 Results of 3D ISPH-DEM simulation

局所的弾塑性応答を考慮した疲労性能予測手法による形状制御型寿命延伸技術の検証 (シンポジウム講演概要)

Fatigue life improvement of welded joint by controlled shape and application of fatigue life prediction method considering cyclic elasto-plasticity response.
(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

森田 花清 (株式会社 IHI) 毛利 雅志 (株式会社 IHI)
フィンカト リカルド (大阪大学) 堤 成一郎 (大阪大学)
Kasumi MORITA, IHI Corporation
Masashi MOURI, IHI Corporation
Fincato Riccardo, Osaka University
Seiichiro Tsutsumi, Osaka University
E-mail: morita0101@ihi-g.com

The present study focuses on the shape effect on fatigue crack initiation and propagation life of welded joints considering the cyclic plasticity behavior of weld heat-affected zone (HAZ) by considering a cyclic plasticity accumulation during fatigue loading, which is a main cause of crack initiation. Cyclic plasticity behaviour including cyclic hardening and softening together was investigated with an unconventional elasto-plasticity model called the Fatigue subloading surface model¹⁾ and extended to include both elastic boundary and cyclic damage concepts.

1. 背景および目的

鋼構造物の溶接ビード部近傍における疲労損傷事例は数多く報告されており、疲労寿命評価技術へのニーズは高い。一方で、溶接部近傍においては残留応力や熱影響、拘束応力、形状不均一が重畳するため各種影響因子を分離した議論は困難である。著者らは近年、巨視的弾性状態を含む弾塑性応答を高精度に再現可能な材料モデル²⁾を開発するとともに、繰返し弾塑性 FEM 解析を活用して実測が困難な局所的・微視的領域における繰返し弾塑性応答に基づいた疲労亀裂発生寿命評価手法を提案している。また、局所的繰返し弾塑性応答に基づいた疲労亀裂発生寿命評価手法を拡張し、疲労亀裂の伝播を疲労亀裂発生連続挙動として評価する手法³⁾を提案してきた。本研究では上記の手法を用いて非荷重伝達型十字溶接継手を対象に疲労亀裂発生および伝播寿命評価を行い、溶接に関する形状因子が疲労寿命に与える影響を考察する。

2. 疲労亀裂発生および伝播寿命評価手法

疲労亀裂発生寿命評価には、本研究で評価対象とする溶接継手の供試材である溶接構造用圧延鋼板 JIS SM490A 母材と、溶接熱影響部の再現熱サイクル試験により制作した FGHZ (細粒 HAZ) および CGHAZ (粗粒 HAZ) の一定荷重振幅疲労試験結果 (応力比 $R=-1$) より取得した³⁾。Fig.1 にひずみ振幅と疲労亀裂発生寿命の関係 (S-N 関係) を示す。材料の疲労強度は硬さに依存することが知られていることから、Fig.1 の疲労試験結果に基づき疲労亀裂発生寿命評価式をビッカース硬さの関数として定式化した。

$$\frac{\Delta \varepsilon_t}{2} = 0.24 N_c^{-0.62} + 0.0035 N_c^{-0.40} + \varepsilon_{a,w} \quad (1)$$

$$\varepsilon_{a,w} = f(HV) = \frac{HV}{HV_{BM}} \times \varepsilon_{a,N=10,000,000} \quad (2)$$

ここに、 $\Delta \varepsilon_t$ は最大荷重載荷時における主ひずみ方向の全ひずみ範囲、 N_c は肉眼観察による表面亀裂 (表面部の長さ $a=0.2 \sim 0.5\text{mm}$) が発生するまでの疲労亀裂発生寿命である。 $\varepsilon_{a,w}$ は

任意のビッカース硬さを持つ鉄鋼材料の疲労限を与えるひずみ振幅であり、 $\varepsilon_{a,w}$ に漸近するよう式(2)を定式化した。また、平均応力による疲労寿命への影響を考慮するために、実験データベースに基づき各種鋼材について平均応力 σ_m [MPa] による 200 万回疲労強度 σ_w の低減率を定式化した³⁾。式(3)に平均応力による 200 万回疲労強度の低減率を示す。

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_w} = 1 - 4.1 \times 10^{-4} \sigma_m - 1.6 \times 10^{-7} \sigma_m^2 \quad (3)$$

ここに、 σ_a は応力振幅である。本研究では、平均応力による 200 万回疲労強度の低減率を全ひずみ範囲の低減率として取り扱い、平均応力を考慮した疲労寿命評価式を式(4)とする。

$$\frac{\Delta \varepsilon_t}{2} \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_w} \right) = 0.24 N_c^{-0.62} + 0.0035 N_c^{-0.40} + \varepsilon_{a,w} \quad (4)$$

対象構造について繰返し弾塑性解析を行い、疲労亀裂発生位置における局所応力ひずみ挙動より全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_t$ を抽出し、繰返し数に伴い全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_t$ が一定値に収束した時点における値を式(3)および式(4)に代入することにより、局所

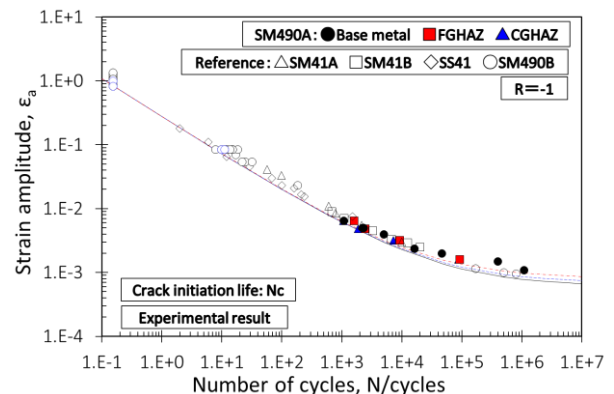


Fig. 1 S-N relations of SM490A and proposed equations of fatigue life. (Crack initiation life: N_c)

的な疲労亀裂発生寿命 N_c を取得する。

続いて、疲労亀裂伝播寿命評価について説明する。本研究では疲労亀裂の伝播を疲労亀裂発生連続挙動として評価する手法を採用する。疲労亀裂伝播速度 da/dN の評価手順⁸⁾は次のとおりである。まず、特定の亀裂長さ a を有する対象構造に対して、評価すべき所定の境界条件下における繰返し弾塑性 FEM 解析を実施する。次に、亀裂先端の節点で評価した弾塑性応答と実験データベースを活用することにより、特定の亀裂長さ a における疲労亀裂発生寿命 N_c を算出する。予測された疲労亀裂発生寿命 N_c の間に進展する疲労亀裂長さを Δa とすることにより、疲労亀裂伝播速度を算出する。

本研究では、式 (3)および(4)を用いて算出した疲労亀裂発生寿命 N_c の間に疲労亀裂が Δa 進展するとして、次式により疲労亀裂伝播速度 da/dN を算出する。

$$\frac{da}{dN} = \frac{\Delta a}{N_c} \tag{5}$$

本手法を非荷重伝達型十字溶接継手に適用することにより、疲労亀裂発生および伝播寿命を評価する。なお、本研究では母材は $\Delta a=129\text{mm}$ 、FGHAZは $\Delta a=157\text{mm}$ 、CGHAZは $\Delta a=133\text{mm}$ を採用した。 Δa の同定手順および用いた実験データについては文献³⁾を参照されたい。

3. 非荷重伝達型十字溶接継手疲労亀裂寿命評価結果

本研究では形状因子が非荷重伝達型十字溶接継手の疲労亀裂発生および伝播寿命に与える影響の評価を目的として、溶接ビード止端半径 ($r=0.20\text{mm}/0.50\text{mm}$) と角変形に起因した拘束応力 (拘束応力あり/なし) が疲労寿命に与える影響を比較した。Table 1 および Fig.1 に検討ケースと FE モデル ($r=0.20\text{mm}$ /拘束応力あり) を示す。亀裂の発生が予測

Table 1 Model names for each case			
		Angular distortion	
		Yes	No
Weld toe radius	$r=0.20\text{mm}$	R0.20-AD	R0.20-NoAD
	$r=0.50\text{mm}$	R0.50-AD	R0.50-NoAD

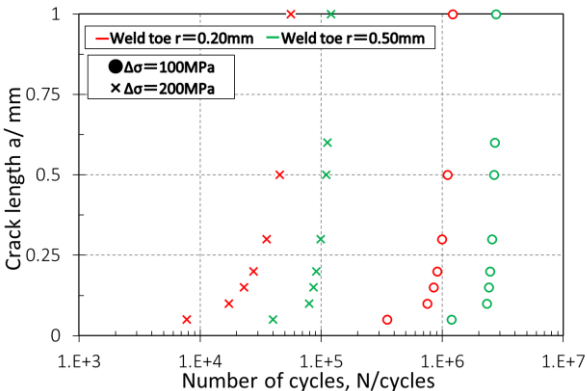


Fig.2 a-N relation

されるビード止端部近傍における最小要素サイズは 50 μm 四方とし、4 節点平面ひずみ要素を用いた。解析手順としては、チャッキングによる角変形量強制を模擬して境界条件に片側のチャック位置における表面の節点を固定し、反対側のチャック位置と軸心が取れるよう接触解析を実施した (摩擦係数 0)。なお、拘束応力なしのケースにおいては角変形量 0mm のモデルを採用した。続いて、上述の境界条件を保持した状態で継手端部に繰返し荷重を与えた。疲労亀裂伝播経路については、疲労亀裂発生位置に初期亀裂 50 μm を導入し、XFEM 解析を用いて疲労亀裂伝播経路を取得した。亀裂の進展は共有節点間の拘束を開放することにより模擬しており、 $a=0/0.05/0.10/0.15/0.20/0.30/0.50$ および 1.0mm における亀裂先端の疲労亀裂伝播速度を評価した。各亀裂長さにおいて応力およびひずみ履歴は引き継ぎ、連続的な解析を実現している。Fig.2 および Fig.3 に拘束応力ありの場合における亀裂長さと繰返し数の関係と亀裂長さ 1.0mm における S-N 関係を示す。これより、溶接始端半径が大きい $r=0.50\text{mm}$ の方が亀裂長さ 1mm 時点における疲労寿命は 2 倍以上大きくくなっていることが確認される。

参考文献

- 1) Tsutsumi, S. et. al., Cyclic plasticity model for fatigue with softening behaviour below macroscopic yielding, Materials & Design, 165, 107573, 2019.
- 2) 堤成一郎ほか: 局所弾塑性応答に基づく鋼材の疲労亀裂発生および伝播寿命評価, 土木学会論文集 A2, 75, 2, I 445-I 453, 2020.
- 3) 森田花清, 毛利雅志, アヤン・ブリハン, フィンカト・リカルド, 堤成一郎, 低炭素鋼母材と再現 HAZ 材の繰返し弾塑性応答と疲労亀裂発生寿命, 溶接学会論文集, 40, 1, p.36-43, 2022.
- 4) 飯田国広, HT60 鋼の歪制御低サイクル疲労における亀裂発生寿命の破面のミクロフラクトグラフィ, 日本造船学会論文集, Vol. 128, pp. 331-341, 1970.

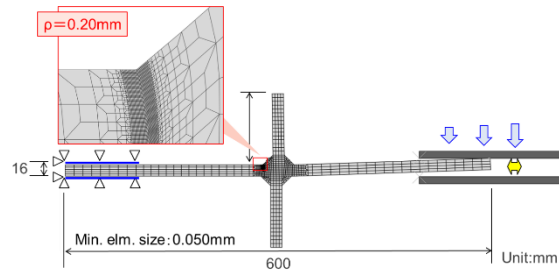


Fig.1 FE model and boundary condition.

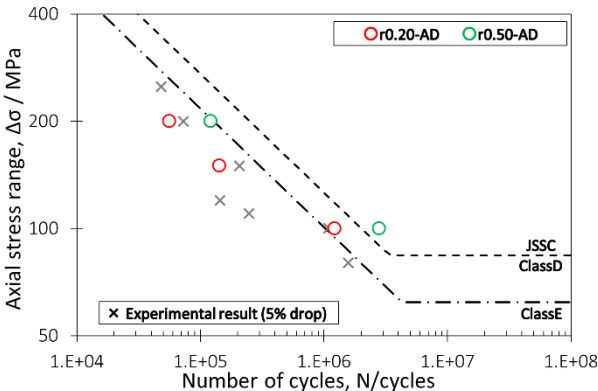


Fig.3 S-N relation

ひずみ軟化を示す地山へのトンネル掘削を模擬したデータ同化解析
(シンポジウム講演概要)

Data assimilation simulating the construction of tunnels into a ground assuming
a strain softening model (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

青野 泰久 (清水建設) 奥野 哲夫 (清水建設)
Yasuhisa AONO, Shimizu Corporation
Tetsuo OKUNO, Shimizu Corporation
E-mail: y.aono@shimz.co.jp

To ensure safety during the construction phases of underground structures, the present and future conditions of the rock and tunnel supports such as displacements, stresses and plastic region, must be estimated and predicted by appropriate measurements and numerical simulations. However, many uncertainties, e.g., geological structures, mechanical properties of rocks, initial and boundary conditions, complicate numerical modelling considerably. To solve this problem, the purpose of this study is to develop a numerical analysis method using a data assimilation (DA) technique, that updates the numerical model based on measured data during construction. To evaluate the effectiveness of the proposed method, numerical experiments are performed. That is, DA analyses are performed using the displacements obtained from the analysis results as simulated measurement data. From the results, DA updated the physical properties of the elasto-plastic model and improved the prediction performance of the displacements of the mountain during tunnel construction.

1. はじめに

山岳トンネルや地下発電所などの地下構造物の施工では、日常的に実施される切羽の観察や変位の計測結果に基づき、設計や施工方法を修正する情報化施工が採用されている。地山の想定外の挙動が発生、予見される場合、数値解析により設計変更が検討されることもあるが、地山の構成モデルやそのパラメータの設定、初期・境界条件の扱いなど、多くの不確実性を扱わなければならない。実際の地山の挙動を適切にモデル化し予測する手法は確立されていないのが実状である¹⁾。これに対し、著者らは計測結果に基づきモデルを更新し、数値モデルによる予測の信頼性を定量化・向上させるデータ同化に着目し、これを利用した施工時の地下構造物における地山の変位、支保に作用する応力などの予測を行う掘削解析手法の研究を推進している²⁾。本稿では、ひずみ軟化モデルを仮定した地山にトンネルを施工する問題を対象に、掘削時に生じる地山の変位の同化による地山の物性の推定が可能か、数値解析による模擬観測値を用いた同化実験の結果について報告する。

2. 同化実験の概要

本研究では、掘削解析には市販の有限体積法(FVM)ソフトFLAC3Dを用いた。データ同化には、アンサンブルベースの逐次型のデータ同化手法であり、計算コストが比較的低い Error-subspace Transform Kalman Filter(ESTKF)³⁾を採用した。なお、ESTKFの詳細な説明は紙面の都合上割愛する。この同化実験では、正解の条件を設定した解析モデルにより計算した結果を計測データと考え、正解と異なる条件の解析モデル(予測モデル)に計測データを逐次データ同化させる。同化実験は、通常知りえない真の値がわかるため、着目する問題に対し、データ同化が正しく機能するか、推定対象のパラメータの推定が行えるかなど、実際の計測データを扱うデータ同化の事前検証に一般的に行われている。本稿では、データ同化により予測モデルの地山の物性、天端沈下の予測結果がどのように変化するか確認した。当社施工のインドネシアの Asahan Hydroelectric Power Plant Project における、トンネルの施工区間を参考に同化実験の条件を設定した。Fig. 1 に解析メッシュと地山の変位

の観測点を示す。均質な地山を仮定し、境界条件が地山の変位に及ぼす影響を排除するため、トンネル距離程(TD)30m 以降の断面に観測点を設けた。掘削解析に要する時間を短縮するため、観測断面は TD30m から 2m ごとに設けた。TD30m から TD50m の区間を対象に、2m の掘削ごとに観測点の絶対変位を同化した。

施工箇所で採取した試料の室内試験にて、降伏後に軟化挙動が観察されたため、地山の構成モデルはひずみ軟化モデルを仮定した。Fig. 2 に示すように、軟化時の挙動は塑性せん断ひずみ ϵ^{ps} の増加に伴う粘着力 c 、せん断抵抗角 ϕ の減少により表現される。Table 1 に原位置試験で得られた地盤の物性値と同化実験に用いた物性値を示す。 c_r と ϕ_r はそれぞれ残留状態での地盤の粘着力とせん断抵抗角である。原位置試験で得られた変形係数 E とポアソン比 ν は原位置試験の結果から 2390MPa、0.2 とした。また、軟化から残留状態に変化する際の塑性せん断ひずみ ϵ^{ps} は室内試験の結果から 0.008 とした。解析モデルの初期応力は、原位置試験の結果から設定した($\sigma_{xx} = 6.68\text{MPa}$, $\sigma_{yy} = 3.10\text{MPa}$, $\sigma_{zz} = 6.40\text{MPa}$, $\tau_{xy} = 2.57\text{MPa}$, $\tau_{yz} = 1.38$, $\tau_{zx} = -0.99\text{MPa}$)。原位置試験で得られた物性値を用

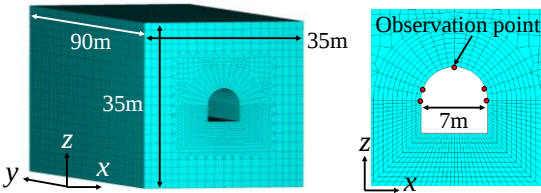


Fig. 1 Numerical model for excavation analysis.

Table 1 Physical properties of the ground.

		E	c	c_r	ϕ	ϕ_r	ϵ_i^{ps}
		(MPa)			(°)		
In-situ test result		2390	2.78	1.0	50	45	0.008
Correct value	Case 1	2390	2.22	0.8	40	36	0.008
	Case 2	2390	1.67	0.6	30	27	0.008
Initial ensemble distribution		500-5000	0-6.00	0- c_{ens}	15-65	0- ϕ_{ens}	0-0.015

いた掘削解析では、掘削面周辺に塑性域は現れなかったため、掘削面周辺に塑性域が現れ、かつ降伏以降のひずみ軟化挙動を示すように、Table 1 のケース 1, 2 に示すとおり物性値を低下させて強度低下した仮想地山を設定した。Fig. 3 に TD30m の掘削面周辺の要素の ε^{ps} と切羽の位置の関係を示す。ケース 1 では、掘削面周辺の要素の ε^{ps} は ε_r^{ps} より小さく、降伏した要素の c , ϕ は c_r , ϕ_r まで減少しない。一方、ケース 2 では要素の ε^{ps} は ε_r^{ps} より大きく、降伏要素の c , ϕ は c_r , ϕ_r まで減少する。両ケースともに、初期応力の主方向がトンネルの軸に対し傾いているため、塑性領域の発生がトンネルの中心軸に対して対称でないことがわかる。

以下に同化実験の手順を示す。最初に正解の物性値で掘削解析を行い、地山の変位の模擬観測値を作成する。次に、Table 1 の Initial ensemble distribution に示す一様分布の上下限値の範囲から一様乱数により複数の条件を組み合わせたアンサンブルを発生させ、掘削ステップ n まで掘削解析を行い、地山の物性、観測点の変位で構成される状態ベクトルを作成する。サンプル数は計算時間とこれまでの経験から 50 とした。ひずみ軟化モデルを仮定しているため、 $c_{r,ens}$, $\phi_{r,ens}$ は c_{ens} , ϕ_{ens} よりも小さい範囲から求めた。その後、正しい物性値とアンサンブルでそれぞれ計算した観測点の変位を同化し、Table 1 に示した 6 つの物性を更新する。更新されたひずみ軟化モデルの物性値が現実的でない場合(例えば負の値、 $c_r^{DA} > c_r^{ps}$, $\phi_r^{DA} > \phi_r^{ps}$)、Table 1 に示される範囲から物性値を再生した。更新後の各パラメータにはアンサンブル平均の-10~10%のノイズを加え、掘削ステップ $n+1$ まで掘削解析を行った。

先行研究では、地山の物性値と節点変位の物理的関係を満足させるために、特定の掘削段階に戻り、同化後の地山の物性値を解析モデルに付与し、その後、掘削解析を再び行う方法が提案されており²⁾、この方法を採用した。データ同化によりひずみ軟化モデルの物性値を推定できるかの基本的な検証を行うために、地盤変位の観測誤差を $2.0 \times 10^{-2} \text{mm}$ と極めて小さな値に設定した。なお、この同化実験では観測ノイズは考慮していない。

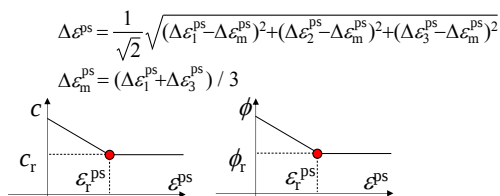
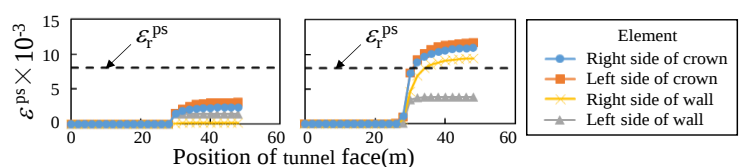


Fig. 2 Relationship between c_r , ϕ_r and ε_r^{ps} .



(i) Case 1 (ii) Case 2
Fig. 3 Relationship between the position of tunnel face and ε^{ps} of the elements near the tunnel at TD30m.

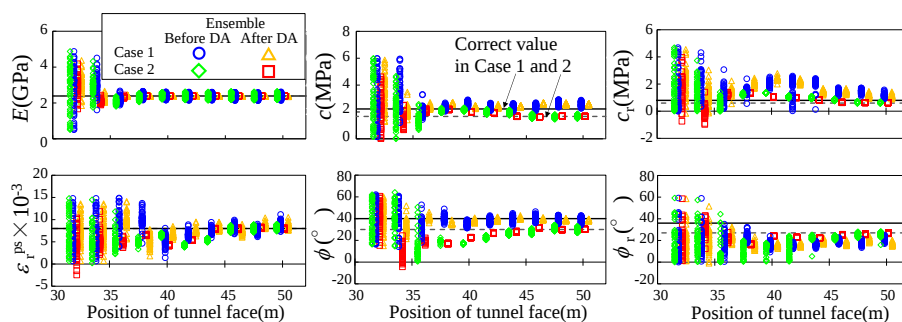
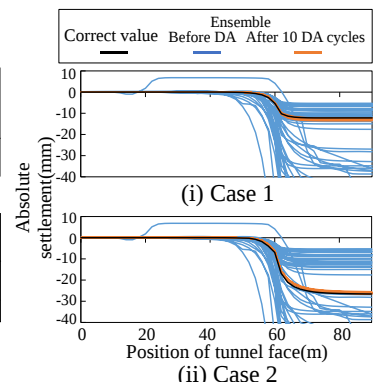


Fig. 4 Distribution of the physical properties before and after performing DA.



(i) Case 1 (ii) Case 2
Fig. 5 Predicted crown settlement at TD60m.

3. 結果, 考察

Fig. 4 にケース 1, 2 の同化前後の地山の物性と切羽の位置の関係を示す。黒い実線と破線はケース 1, 2 の正解の物性値、青、緑はケース 1, 2 の各ステップの掘削解析に使用した物性値、山吹色、赤はケース 1, 2 の更新後の物性値である。Fig. 5 に TD60m の断面の天端の沈下の絶対量と切羽の位置の関係を示す。黒、青、橙の線は、正解の条件、同化実施前の初期アンサンブル、同化を 10 回実施後のアンサンブルにより計算した沈下量である。同化を行うとケース 1, 2 ともに物性値のばらつきが減少し、沈下量の予測性能が改善された。ケース 1 では、 c_r と ϕ_r 以外の物性値の分布が正解に収束している。一方、ケース 2 では c_r , ϕ_r を含む全ての特性の分布が正しい値に収束している。Fig. 4 より、ケース 1 の物性値の組み合わせでは、降伏した要素の ε^{ps} が正しい ε_r^{ps} より小さく、降伏した要素の c , ϕ が c_r , ϕ_r に減少していない。一方、ケース 2 では掘削面周辺の要素の ε^{ps} は ε_r^{ps} よりも大きく、残留状態の変位を用いて同化が行われたため、全ての物性値が正解の値に収束したと考えられる。この結果は、 $c_r - \varepsilon_r^{ps}$, $\phi_r - \varepsilon_r^{ps}$ 関係の組み合わせとして尤もらしい値を推定することで、沈下量の予測モデルとしての有効性を示している。しかし、ケース 1 では残留状態に至る観測データがないため、残留挙動のメカニズムを説明する力学モデル(ひずみ軟化モデル)の推定まではできていない。

今回の同化実験では観測誤差、支保工を考慮していないが、今後の研究ではこれらのモデル化について検討を行う。

参考文献

- 1) 土木学会: 山岳トンネルに置おける模型実験と数値解析の実務 トンネルライブラリー, pp.119-130, 2006.
- 2) 青野泰久, 櫻井英行, 山本真哉: データ同化による施工中の地下構造物の挙動の予測, 第48回岩盤力学に関するシンポジウム, pp.356-361, 2022.
- 3) L. Nerger, T. Janjić, J. Schröter and W. Hiller: A Unification of Ensemble Square Root Kalman Filters, Monthly Weather Review, pp.2335-2345, 2021.

Common session | Organized Session(数値解析の検証と妥当性確認 (V&V)、不確かさ評価)

企画セッション (数値解析の検証と妥当性確認 (V&V)、不確かさ評価) ①

座長: 櫻井 英行(清水建設株)

Sat. May 27, 2023 3:30 PM - 5:30 PM B (6号館 4階 6418室)

[12013-20-01] V&V of a Simultaneous Analysis Model of River Flow and Seepage Flow Around River Structures (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Hongxuan YANG¹, Kenta SHIBATA¹, Riku TASHIRO¹, Toshiro KUMAKURA¹, Tokuzo HOSOYAMADA¹, Minjiao LU¹ (1. Nagaoka University of Technology)

3:30 PM - 3:45 PM

[12013-20-02] Validation method of in site test(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Shin Sato¹, Hara Akira¹, Shimura Tomoyuki¹ (1. Obayashi corporation)

3:45 PM - 4:00 PM

[12013-20-03] Uncertainty quantification for dependent parameters using hierarchical Bayesian model updating and model class selection (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Masaru Kitahara¹, Takeshi Kitahara², Michael Beer³ (1. The University of Tokyo, 2. Kanto Gakuin University, 3. Leibniz University Hannover)

4:00 PM - 4:15 PM

[12013-20-04] A Method for Determining Fracture Mechanics Parameters of Concrete Using Response Surface Methodology and Nonlinear Finite Element Analysis (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

Takayuki Tanaka¹, *Mao Kurumatani¹ (1. Ibaraki University)

4:15 PM - 4:30 PM

[12013-20-05] Validation Experiment of Reinforced Concrete Beams with Shear Reinforcements for Verification and Validation (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Junki Hanyu¹, Mao kurumatani¹ (1. Ibaraki University)

4:30 PM - 4:45 PM

[12013-20-06] Code Verification by Code-to-Code Comparison for Non-linear Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Beam (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Eigo Watanabe¹, Kohya Iijima¹, Ryoji Yamakawa¹, Mao Kurumatani¹ (1. Ibaraki University)

4:45 PM - 5:00 PM

[12013-20-07] Data assimilation by digital image correlation strain measurement for load-carrying capacity analysis of steel members with local damages (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Kai Sato¹, Mayuko Nishio² (1. University of Tsukuba, 2. Faculty of Engineering, Information and Systems, University of Tsukuba)

5:00 PM - 5:15 PM

[12013-20-08] Modeling of Joints for Woods Structures at Natural Frequency based on ASME V&V (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Yuki Fukutani¹, Hidefumi Yukawa¹, Chikako Natsumeda¹, Kazumi Matsui¹, Kazuyuki Kurata², Takahiro Miura³, Arata Tsuzuki⁴, Takeki Yamamoto⁵, Hirofumi Sugiyama⁶, Dai Watanabe⁷, Xuelong Lyu¹, Takahiro Yamada¹ (1. Yokohama National University, 2. Terumo Corporation, 3. Cybernet Systems Company Limited, 4. Dassault Systemes K.K., 5. Hiroshima University, 6. University of Yamanashi, 7. Shibaura Institute of Technology)

5:15 PM - 5:30 PM

河川構造物周りの河川流・浸透流同時解析モデルの検証と妥当性確認 (シンポジウム講演概要)

V&V of a Simultaneous Analysis Model of River Flow and Seepage Flow Around River Structures (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

楊 宏選 柴田堅太 田代 陸 熊倉俊郎 細山田得三 陸 旻皎 (長岡技術科学大学)
Hongxuan YANG, Kenta SHIBATA, Riku TASHIRO, Toshiro KUMAKURA, Tokuzo HOSOYAMADA and Minjiao LU
(Nagaoka University of Technology)
E-mail: yang@nagaokaut.ac.jp

Numerical experiments of Darcy law, pore pressure, drag and lift forces acting on concrete blocks, and visualization experiments of seepage flow were used to verify and validate the simultaneous analysis model of river flow and seepage flow around river structures. Although the numerical calculations were found to produce results in agreement with the experiments, the actual conditions in the field may not match and may produce different results.

1. はじめに

浸透流を含む河川模型実験では河川と浸透流を同時に相似させる手法が確立されておらず、模型実験は浸透流相似まで考慮していない。河川流と浸透流を同時に計算できる数値モデルを用いて模型スケールと実物スケールの数値実験を行い、流れの相似性を確認・検討する手法が考えられる。VOF モデルに Darcy-Forchheimer 抵抗項を導入して浸透流と河川流を同時に計算する既発表の数値モデル¹⁾が国総研のいくつかの模型実験¹²⁾で検証されているが、模型実験では浸透流を計測せず間隙水压を複数箇所測定するのみで、浸透流に対する検証が不十分であった。数値モデルは実物大の問題を直接扱える利点を有するものの、浸透流を高精度に計算できなければ相似性検討の前提条件が崩れる。

本研究の目的は浸透流を含む河川模型実験を実施して、浸透流の可視化を行い、河川構造物の下を流れる浸透流場を明らかにする一方、前出数値モデルの浸透流場解析に対して検証と妥当性確認を行うことである。

2. 数値モデルの概要

自由水面を有する河川流と地盤中の浸透流を同時に計算するために、数値モデルは、非圧縮性気液二相流 VOF モデルと、多孔質物体中の流れを扱うダルシー則によって構成される。地盤中の流れは、運動方程式に間隙率と浸透流による抵抗項を追加して、非定常な浸透流を計算している。流体分率 α の移流方程式

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha \vec{U}) - \nabla \cdot (\alpha(1-\alpha)\vec{U}_r) = 0 \quad (1)$$

運動方程式

$$\frac{\partial (\gamma \rho \vec{U})}{\partial t} + \nabla \cdot (\gamma \rho \vec{U} \vec{U}) - \nabla \cdot (\gamma \mathbf{T}) = -\gamma \nabla p + \gamma \rho \vec{g} + \gamma \vec{F}_\sigma - \frac{\gamma^2 \mu}{D} \vec{U} \quad (2)$$

ここで $\vec{U}_r$ は圧縮速度、 γ は間隙率、 ρ は密度、 p は圧力、 $\vec{U}$ は流速、 $\vec{F}_\sigma$ は表面張力、 D は透過度、 $\mathbf{T}$ は $\mu_e (\nabla \vec{U} + (\nabla \vec{U})^T)$ で定義される応力テンソル、 μ_e は有効粘性係数で、粘性係数 μ と渦粘性係数 μ_t の和で表される。

式(2)右辺最後の項はダルシー則に従い導入される浸透流の抵抗項であるが、地盤中にのみ適用され、河川流の計算では無視される (即ち $\gamma=1, D=\infty$)。数値モデルの詳細は既往研究¹⁾を参照されたい。

3. 数値実験の V&V

1) 解析検証・コード検証

数値モデルが正しくコーディングされているか、解析解に一致する数値解が得られるか、それを検証するために、数値実験による透水試験を行った。地盤中に長さ 100 cm、高さ 5 cm の透水層を設け、間隙率と透過度を一括りにした係数 (γ/D) を $2.5E-6 \text{ cm}^2$ として、堰を越流する跳水と透水層を通過する浸透流の計算を同時に進めて、計算で得られた透水層区間の流速と圧力勾配をダルシーの法則 $v=Ki$ に代入して透水係数を逆算すると $K=0.25 \text{ cm/s}$ として求めた。これは (γ/D) に $(\rho g/\mu)$ をかけて、透過度を透水係数に直した値と一致する。よって、数値実験は式 (1) と (2) を正しくコーディングして河川部の跳水計算と同時に地盤中の浸透流にもダルシー則を正しく導入できたといえる。

2) 間隙圧力、流体力による検証

堰底面に埋め込まれたセンサーで間隙圧力が計測された国総研の固定床模型実験¹⁾に対して、数値モデルの計算した圧力は計測圧力の平均によく一致した。数値計算の流体力に基づく安定性評価も移動床模型実験のコンクリートブロックの流失に一致した (数値モデルは静的評価しかできず、コンクリートブロックの不安定評価できても動きだした後の進行性破壊は評価できない)。

ブロックに作用する抗力と揚力を分力計で直接計測した国総研の水理実験²⁾に対しても、数値実験はそれに良好に一致する結果を出している。この水理実験ではブロックの表面と裏面、および深さ 10 cm の地盤中の間隙圧力を計測している。数値実験の圧力はこれらの計測圧力によく一致している。

ただ、圧力・流体力による検証でわかったことは、実験で複数回に計測された値にばらつきが大きく、計算に良好に一致するデータもあれば、明らかに異常とも思われるデータもあった。

2) 浸透流流脈による検証

水面形や水深は目視で計測の異常がわかるが、流速と圧力は目に見えないため、計測の善し悪しの判断は難しい。よって、河川流の検証は流速よりも水面形の方がよい。浸透流の検証は間隙圧力よりも流脈は信頼性が高いと考えられる。これは目に見えるからだけではなく、点ではなく、場として検証ができるためである。水面形の検証は国総研の模型実験¹⁾で検証されたので本研究は浸透流流脈による検証に専念することとした。流脈と流線は非定常流では異



Fig. 1 Photo of experimental equipment

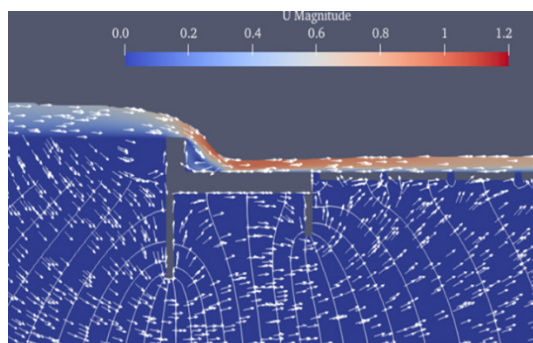


Fig. 2 Numerical results of velocities and equipotential lines

なるが、本研究の浸透流においては、堰の上下流水頭差が一定であるため、定常流と考えて、実験の流脈と計算の流線を同一視する。

本研究では、Fig.1の長岡技術科学大学にある大型アクリル水路(10m×0.6m×0.37m)を使って浸透流が流れていく様子を観察した。堰が水路途中にあり、堰落差4cm、水たき長さ17cm、止水矢板を上流側に10cm、下流側に5cmとして設置した。地盤材には、透水係数0.0726cm/sの東北硅砂5号を敷き詰め、地盤材流出防止のために河床に穴の開いたコンパネを敷いた。浸透流可視化には地盤へアルミパイプを差し込んでインクを注入し、流れるインクの流脈を水路横から撮影した。実験に対する数値計算の計算結果をFig.2に示すが、実験は数値計算の結果を参照しながら行われている。

Fig.3に実験で得られた典型的な流脈の写真を示す。(a)は2cm間隔の複数穴からインク注入して得られた流脈である。深いところの3本は計算結果と一致しているが、浅いところの3本は、1, 2本目が見えず、3本目はうすく撮影されている。構造物と地盤材との間に隙間があったと考えられる。構造物のすぐ近くの浸透流、すなわちFig.3に示されるような2本の止水矢板を迂回するw型の流脈を再現すべく、隙間がないように設定して一つの穴からインク注入して、得られた写真は(b)である。(a)より計算結果に近づいてきたが、w型の上に凸な部分(赤いアーチ)で途切れている。計算では浸透流は最大動水勾配を選んで流れるが、Fig.2にあるように水叩き直下で動水勾配が小さく、右方向が最大という優越性が崩れやすい。実験でちょっとでも上に隙間があると浸透流は抵抗の小さい隙間に向かって流れてしまう。これが凸部で途切れた原因と考えられる。(c)はインク注入位置を矢板内側に切り替えて、かつ隙間がないように再実験した写真である。部分ではあるがw型流脈の凸部を再現できた。これが大量の実験の中で唯一、隙間が

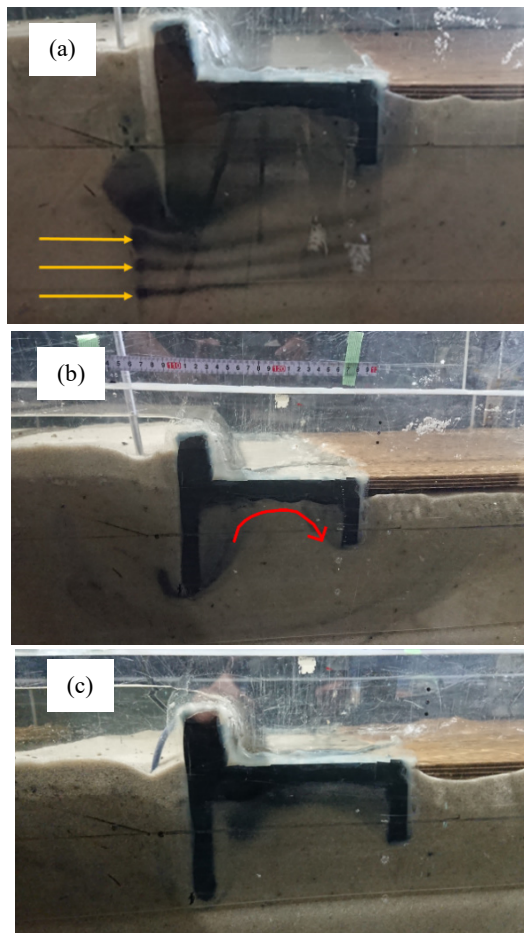


Fig. 3 photos of dye streaks

ないと思われる実験であった。ちなみに矢板上流側でインク注入すると矢板先端で流れが収縮してから右斜め上に広がっていくためにインクがあたり一色に染まり、個々のw型流脈が得られなかった。

4. 考察とまとめ

可視化実験でようやく計算結果と同様な流脈が得られたことで数値モデルの検証ができた。しかし、多くのケースにおいて実験と計算は異なる結果であった。理想条件想定の数値モデルの解は、実験または現場の条件と異なるため、数値解の妥当性に留意が必要である。実験は何回でもやり直して計算の理想状態に近づこうと努められるが、現場ではそうはいかず、むしろ理想的でない複数の条件を最初から想定して計算を行うのが望ましい。

謝辞：本研究はJSPS 科研費 21K04270 の助成を受けた。

参考文献

- 1) 楊宏選, 福元豊, 細山田得三, 大塚悟: 水・地盤連成解析手法による落差工周辺の河床構造物の安定性評価, 土木学会論文集 B1 (水工学), 第74巻, 5号, I_655-I_660, 2018.
- 2) 楊宏選, 山本陽子, 福元豊, 細山田得三, 大塚悟, 福島雅紀: 浸透流と跳水の影響を受ける護床工ブロックの流体特性及びその安定性評価, 河川技術論文集, 第26巻.

原位置試験を対象にした妥当性確認方法（シンポジウム講演概要） Validation method of in site test (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

佐藤 伸（株式会社大林組） 原 朗（株式会社大林組） 志村 友行（株式会社大林組）
Shin SATO, Obayashi corporation
Akira HARA, Obayashi corporation
Tomoyuki SHIMURA, Obayashi corporation
E-mail: sato.shin.ro@obayashi.co.jp

This study proposes a validation method for in-situ testing. The in-situ test was the HE-E experiment conducted at the Mont Terri rock laboratory in Switzerland to understand Thermo-Hydro-Mechanical coupled behavior. Focusing on the THM coupled behavior, a method for validating the reproducibility of relative humidity was investigated. The material uncertainty was quantified by applying the MCMC method. The uncertainty of the experiment was quantified by focusing on the accuracy of the measurement equipment. We proposed that the validity verification method in ASME V&V 10.1 can be applied by quantifying the uncertainty with the above method.

1. はじめに

スイスの北西部に位置する、モンテリ岩盤試験場では 50 種類の原位置試験が行われている¹⁾。その中に放射性廃棄物処分における熱・流体・応力連成（以降 THM 連成）挙動を把握するために、人工バリアを 1/2 スケールで模擬した原位置ヒーター試験（HE-E 試験）がある。HE-E 試験は 2011 年 6 月からヒーターの加熱を開始して、現在まで約 12 年間継続実施中である。HE-E 試験の概要図を Fig. 1 に示す。

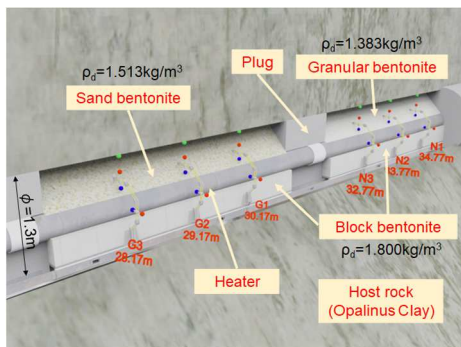


Fig. 1 Schematic layout of HE-E experiment

本試験の目的は、THM 連成解析に必要な試験データベースの構築及び要素試験から得られた挙動をフィールドスケールにアップスケーリングすることである。これまでに、複数の解析者によって試験の再現解析が実施され、定性的にモデル化の妥当性確認が行われている。一方、ASME V&V 10.1²⁾では、妥当性確認は、種々考えられる不確かさを定量化し、設定した所期の利用目的を満足することを定量的に示すことが要求される。そこで本検討では、数値解析におけるパラメータの不確か性の定量化と原位置試験における計測に関する不確か性の定量化を行い、解析結果の妥当性確認を実施する。

2. 検討概要

HE-E 試験の計測は、埋戻し部が、温度、間隙圧力及び相対湿度であり、岩盤内は水圧と温度である。これまでの検討で、温度の再現性については、設定された熱伝導率で、高い再現性が得られることが分かっている³⁾。一方で、相対湿度の再現性については、解析コード内のモデル化方法に左右される^{3), 4)}。具体的には、水相が熱せられることに

よって気化する相変換を構成式で考慮するか否かにより、ヒーター近傍の相対湿度変化の再現性は影響を受けることが分かっている。そこで、本検討では相対湿度に着目する。

U. Kuhmann et. al.⁵⁾は HE-E 試験を対象に逆解析による二相流パラメータの感度解析を実施している。検討の結果、解析結果に最も影響を及ぼすものの一つに水分特性曲線を表すモデルパラメータを上げている。一方、相対湿度は、サイクロメトリック則⁶⁾によって表現されることが多く、式(1)及び式(2)になる。

$$\theta_g^w = (\theta_g^w)_0 \cdot e^{\frac{(P_g - P_l) \cdot M_w}{R \cdot (273.15 + T) \cdot \rho_w}} \quad (1)$$

$$RH(\%) = \frac{\theta_g^w}{(\theta_g^w)_0} \cdot 100 \quad (2)$$

ここで、 $(\theta_g^w)_0$ は飽和状態における空気相中の水蒸気濃度、 P_l は水圧、 P_g は空気圧、 M_w は水のモル質量、 R は気体定数、 T は温度及び ρ_w は水の密度を表す。式(1)にサクション($s = P_g - P_l$)項があり、水分特性曲線に依存することが分かる。そこで、水分特性曲線の不確かさを定量化すれば、相対湿度変化の再現性を定量的に示すことが可能になる。

原位置試験の不確か性は、形状、材料の均質性及び計測機器の精度などがあるが、計測機器の不確かさに着目する。

3. 数値解析における不確か性の定量化

材料の不確か性を取り扱う場合、多数の試験結果から確率分布を用いて定義されるが、保水性試験結果はばらつきを定義できるほど結果が得られていない。そこで、本検討では、ベイズ推定手法の一つであるマルコフ連鎖モンテカルロ法（以下、MCMC 法）を用いて、保水性試験結果に対して水分特性曲線のモデルパラメータの推定を行う⁷⁾。MCMC 法によって推定された水分特性曲線の一例を Fig. 2 に示す。なお、目的関数となる水分特性曲線モデルは van Genuchten⁸⁾モデルを用いた。図より、保水性試験結果を基に MCMC 法によって $\pm 1\sigma$ の幅を有する水分特性曲線が得られているのが分かる。

4. 原位置試験の計測における不確か性の定量化

対象とする HE-E 試験の相対湿度センサーの校正証明によると、相対湿度 15%~85%、温度 0.45℃~150℃で正確度 3%と示してある。正確度は、その値が真値に近い値であることを示す尺度であるが、ここから正規分布を仮定するには平均値や分散等が不明である。そこで、本検討では確率分布を Fig. 3 に示す $\pm 3\%$ の幅の矩形分布を仮定し、相対湿

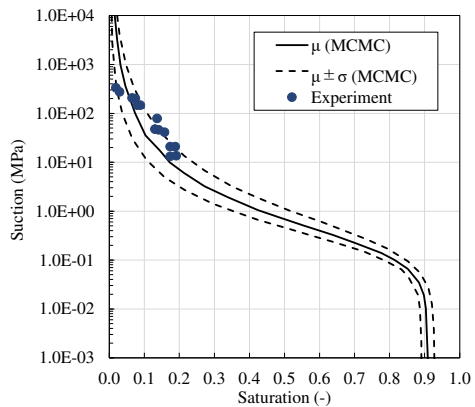


Fig. 2 Example for SWCC curve have been identified using the MCMC

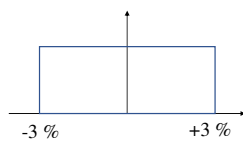


Fig. 3 Expression of uncertainty for the RH sensor

度センサーの不確かさの定量化を行う。

5. 妥当性確認方法

3章で設定した水分特性曲線を用いて、THM 連成解析を実施し、得られた解析結果の一例を Fig. 4 に示す。これより、妥当性確認は、実験結果と解析結果 ($\pm 1\sigma$) の差から二点推定法を用いて応答値に関する確率密度分布を算出する。次に、4章で設定した実験結果に関する確率密度分布から計測誤差に関する確率密度分布を算出する。

解析結果と実験結果から式(3)に示す累積密度分布の面積差を利用してシステム応答の計測基準値 M^{SRQ} を計算し、不確かさの定量化を行う。

$$M^{SRQ} = \frac{1}{|SRQ^{exp}|} \int_{-\infty}^{\infty} |F_{SRQ^{mod}}(y) - F_{SRQ^{exp}}(y)| dy \quad (3)$$

ここで、 $|SRQ^{exp}|$ は計測値の平均値、 $F_{SRQ^{mod}}(y)$ と $F_{SRQ^{exp}}(y)$ はそれぞれ、解析結果と計測値の累積密度分布である。ヒーター側の解析結果（青実線及び破線）と実験結果（青丸）を対象に、各時刻におけるシステム応答の計測基準値 M^{SRQ} を計算したものを Fig. 5 に示す。ここで、全時刻に対して M^{SRQ} を算出しており、平均値は $M^{SRQ}=30.9\%$ となったが、ASME が要求する 10% 以下とはならなかった。

6. おわりに

本検討では、THM 連成挙動を対象にした原位置試験の再現解析の妥当性確認方法について述べた。材料の不確かさを MCMC 法によって定量化し、計測値の不確かさは計測機器の校正証明から確率分布を設定する方法を示した。定量化した不確かさを基に各時刻におけるシステム応答の計測基準値 M^{SRQ} を算出したが、平均値は ASME が要求する 10% 以下にはならなかった。

7. 謝辞

本検討を実施するにあたり、鹿児島大学の酒匂教授及び伊藤助教には MCMC 法の検討及びセンサーの確率分布の仮定方法についてご助言を頂いた。ここに、付記して、厚く感謝を表する次第である。

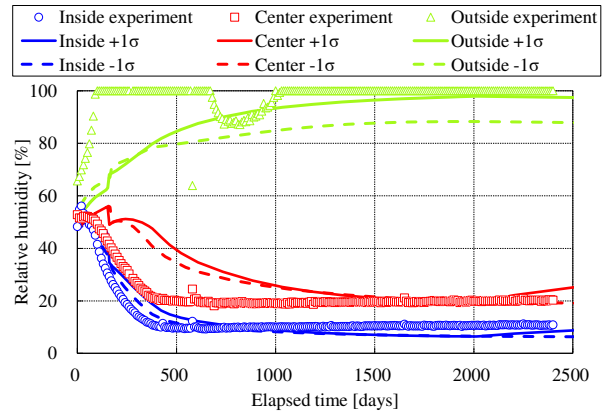


Fig. 4 Result of reproducibility on the relative humidity

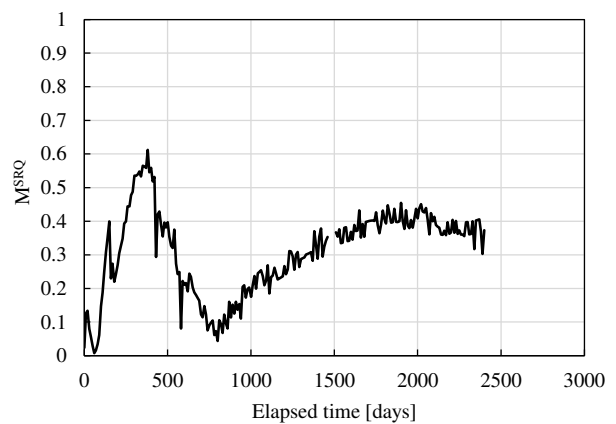


Fig. 5 Evolution of system response quantities M^{SRQ}

参考文献

- 1) <https://www.mont-terri.ch/>
- 2) ASME: An illustration of the Concepts of Verification and Validation in Computational Solid Mechanics, ASME V&V 10.1, 2012.
- 3) Garitte, B., et. al.: Evaluation of the predictive capability of coupled thermo-hydro-mechanical models for a heated bentonite/clay system (HE-E) in the Mont Terri Rock Laboratory, Environmental Earth Sciences volume 76, Article number: 64, 2017.
- 4) Alcolea, A., et. al.: The Full-scale Emplacement (FE) Experiment Modelling Task Force, DECOVALEX Coupled Processes Symposium 2019, Brugg, Switzerland, The DECOVALEX 2019 Project, 18, 2019.
- 5) U. Kuhmann, et. al.: Inverse modelling of the HE-E experiment using iTOUGH2, Arbeitsbericht, NAB 15-53, NAGRA, Dec. 2015.
- 6) Olivella, S., et. al.: Numerical formulation for a simulator (CODE_BRIGHT) for the coupled analysis of saline media, Engineering Computations, Vol. 13, No. 7, pp.87-112, 1996.
- 7) 高田雄大, 他: 加圧板法とマルコフ連鎖モンテカルロ (MCMC) 法を組み合わせた水分特性曲線推定手法の提案, 関西ジョシンポジウム, 2022 年
- 8) van Genuchten : M: A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils, *Soil Society of America Journal*, Vol.44, No.5, pp.892-898, 1980.

階層ベイズ更新とモデル選択による有相関パラメータの不確定性定量化 (シンポジウム講演概要)

Uncertainty quantification for dependent parameters
using hierarchical Bayesian model updating and model class selection
(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

北原 優 (東京大・工) 北原 武嗣 (関東学院大・理工) Michael Beer (Leibniz Univ. Hannover)
Masaru KITAHARA, The University of Tokyo
Takeshi KITAHARA, Kanto Gakuin University
Michael BEER, Leibniz University Hannover
E-Mail: kitahara@bridge.t.u-tokyo.ac.jp

In stochastic model updating, a probabilistic model is assumed for the model parameters and its PDF parameters (e.g., means and variances) are calibrated to minimize the stochastic discrepancy between model outputs and measurements. Thus, if the assumption about the probabilistic model is inappropriate, it may introduce a bias in the updating results. To avoid such inappropriate assumptions, we have recently developed a hierarchical Bayesian updating framework, where the staircase density function (SDF) is used to arbitrarily approximate a wide range of probability distributions. In this study, we aim to extend this approach to the calibration of parameters with dependency. The dependent structure is represented by different types of copulas and the marginal distributions are modeled using the SDFs. Hence, the copula parameter as well as the SDF parameters are calibrated through a Bayesian fashion. Furthermore, in this framework, the most appropriate copula class is determined in the context of Bayesian model class selection.

1. はじめに

ベイズ更新は数値モデルの観測更新のための頑強な確率論的枠組みを提供し、構造工学や地盤工学をはじめ様々な分野で応用されている。ベイズ更新では、モデル化誤差や観測誤差に起因するモデル応答と観測データの乖離を尤度関数として確率的にモデル化し、事後分布としてパラメータの観測更新値を得る。

一方、材料特性や境界条件が空間的・時間的に変動する場合など、パラメータ自体が固有の確率分布に従うとき、上記の事後分布では観測数の増加に伴いパラメータ固有の不確定性を過小評価することが知られている。これに対して、パラメータ自体でなくその確率分布の分布係数を観測更新する階層ベイズ更新が近年提案されている。通常、パラメータが従う確率分布形状（正規分布や対数正規分布など）が更新前に既知であることは稀であり、したがって適切な分布を事前に選択することは困難である。これは階層ベイズ更新の適用を限定的としている要因のひとつであるが、著者らは任意の分布形状を離散的に近似可能な階段状密度関数を用いることで、分布形状の仮定に依らない柔軟な階層ベイズ更新手法を提案している¹⁾。

しかし既報¹⁾では1変数の場合の検討に留まっており、パラメータが互いに独立な場合には拡張は容易だが、相関を有する場合への拡張についてはさらなる検討が必要である。そこで本研究では、任意の相関構造を有する2変数の場合を対象に上記階層ベイズ更新手法の拡張を検討した。

2. コピュラと階段状密度関数による同時分布モデル

本研究では、相関を有する2変数 $\mathbf{x} = [x_1 \ x_2]$ の同時累積分布関数 (CDF) をコピュラ関数により式(1)で与える²⁾。

$$F(\mathbf{x}) = C(F_1(x_1), F_2(x_2); \theta) \quad (1)$$

ここに、 $F_i(x_i)$ は x_i の周辺CDF、 C は θ を変数とするコピュラ関数である。コピュラ関数は $[0 \ 1]^2$ 上の同時CDFであり、その周辺分布は標準一様分布である。コピュラは C の関数形に応じて様々な相関構造をモデル化することが可能であり、本研究では2変数コピュラのうち代表的な正規コピュ

ラ、クレイトンコピュラ、フランクコピュラ、およびガベルコピュラを用いる。

周辺CDF $F_i(x_i)$ は階段状密度分布とする。階段状密度関数は平均 μ_i 、分散 m_{2i} 、歪度 m_{3i} 、および尖度 m_{4i} の4つの分布係数を与えると、 x_i の支持区間 $x_i \in [\underline{x}_i \ \bar{x}_i]$ で一意に定まる離散確率分布である。

3. 階層ベイズ更新とモデル選択

コピュラ関数と階段状密度分布からなる $\mathbf{x}$ の相関構造を較正する階層ベイズ更新を考える。コピュラパラメータ θ および階段状密度関数の分布係数の合計9つを不確定パラメータ $\boldsymbol{\vartheta}$ について、観測データ $\mathbf{D}$ を所与とした事後分布はベイズの定理により式(2)で与えられる。

$$P(\boldsymbol{\vartheta}|\mathbf{D}) = P_L(\mathbf{D}|\boldsymbol{\vartheta})P(\boldsymbol{\vartheta})/P(\mathbf{D}) \quad (2)$$

ここに、 $P(\boldsymbol{\vartheta})$ は $\boldsymbol{\vartheta}$ の事前分布、 $P(\mathbf{D})$ は周辺尤度、 $P_L(\mathbf{D}|\boldsymbol{\vartheta})$ は次式で与えられる尤度関数である。

$$P_L(\mathbf{D}|\boldsymbol{\vartheta}) \propto \exp\{-d(\mathcal{M}(\mathbf{x}|\boldsymbol{\vartheta}), \mathbf{D})^2/\varepsilon^2\} \quad (3)$$

ここに、 $\mathcal{M}(\mathbf{x}|\boldsymbol{\vartheta})$ は $\boldsymbol{\vartheta}$ を所与とした $\mathbf{x}$ の同時分布を伝播させて求まる確率的なモデル応答、 $d(\mathcal{M}(\mathbf{x}|\boldsymbol{\vartheta}), \mathbf{D})$ は $\mathcal{M}(\mathbf{x}|\boldsymbol{\vartheta})$ と $\mathbf{D}$ の距離、 ε は事後分布の中心化係数である。本研究では、既報¹⁾にならぬ d にはバタチャリヤ距離を採用する。

式(2)の事後分布の推定にはTMCMC法を用いる。これより不確定パラメータの事後推定値 $\hat{\boldsymbol{\vartheta}}$ が求まり、結果として $\mathbf{x}$ の同時分布 $F(\mathbf{x}|\hat{\boldsymbol{\vartheta}})$ を得る。

上述の4つのコピュラのうち観測データに最も整合するコピュラはベイズモデル選択³⁾により求める。TMCMC法では、事後分布推定の副産物として周辺尤度 $P(\mathbf{D})$ を得る。周辺尤度はあるモデルのもとでの観測データの生起確率の期待値を表す。したがって周辺尤度が最も大きくなるコピュラが観測に最も整合するモデルとして選択される。

4. 数値解析による検証

Fig.1に示す3自由度のパネマスモデルを用いて提案手法を検証する。質量および剛性の一部は既知 ($m_1 = 0.7$ kg,

$m_2 = 0.5 \text{ kg}$, $m_3 = 0.3 \text{ kg}$, $k_i = 5.0 \text{ N/m}$ ($i = 2, 4, 5, 6$)であるのに対して, 2 つの剛性 k_1 および k_3 は未知の確率分布に従う. 固有振動数 f_1, f_2, f_3 の観測データを用いて, 提案手法により k_1, k_3 の同時分布を推定する. このとき, k_1, k_3 の支持区間はそれぞれ $k_1 \in [2.5 \text{ } 5.5]$, $k_3 \in [5.0 \text{ } 7.0]$ とする.

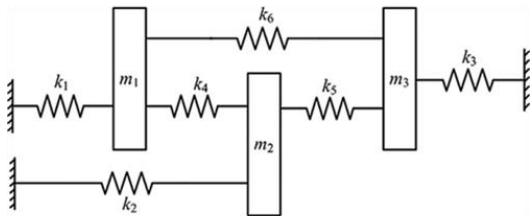


Fig.1 3-DOF spring-mass system

k_1, k_3 に上記4つのコピュラを与えて f_1, f_2, f_3 を1000サンプル生成し4つの観測データとした. いずれも k_1 の周辺分布は平均4.0, 標準偏差0.3の正規分布, k_3 の周辺分布は平均6.0, 標準偏差0.2の正規分布とした.

正規コピュラによる観測データについて, TCMCMC法で求めた各コピュラモデルの周辺尤度を Table 1 に示す. 正規コピュラするとき周辺尤度は最大になり, ベイズモデル選択により適切なコピュラを選択できていていることがわかる. ほかに3つのコピュラによる観測データについても同様の結果が得られ, 適切なコピュラが選択されていることを確認できた.

Table 1 Evidence for each candidate copula class.

Candidate copula class	Evidence
Gaussian	2.81×10^{-15}
Clayton	8.73×10^{-16}
Frank	6.09×10^{-16}
Gumbel	1.23×10^{-15}

つぎに正規コピュラによる観測データについて, θ の事後分布 $P(\theta|\mathcal{D})$ の平均値を事後推定値 $\hat{\theta}$ として求め, 正規コピュラするときの結果を Table 2 にまとめる. 表には観測データの生成に用いた θ の目標値を併記しており, 事後推定値は目標値とよく一致していることがわかる. ほかに3つのコピュラによる観測データについても同様の結果が得られた.

Table 2 Posterior estimates of the inferring parameters.

Inferring parameter	Target value	Posterior estimate
θ	0.7	0.707
μ_1	4.0	3.99
m_{21}	0.09	0.1063
m_{31}	0.0	0.002
m_{41}	3.0	3.23
μ_3	6.0	5.99
m_{23}	0.04	0.0475
m_{33}	0.0	-0.002
m_{43}	3.0	3.03

Table 2 中の分布係数の事後推定値を与えた階段状密度関数として, Fig.2 に示す k_1, k_3 の周辺 CDF を求めた. いずれも目標分布である正規分布をよく近似しており, 支持区間のみの非常に限られた事前情報から観測データを用いて周辺分布を適切に推定することができた. なお, 正規分布が非有界の支持区間を持つものに対して, 階段状密度関数は支持区間が有界であることに注意が必要である. ただし, 上記 k_1, k_3 の支持区間は目標正規分布の 99.99 %信頼区間を含んでおり, 実用上は問題ないと考えられる.

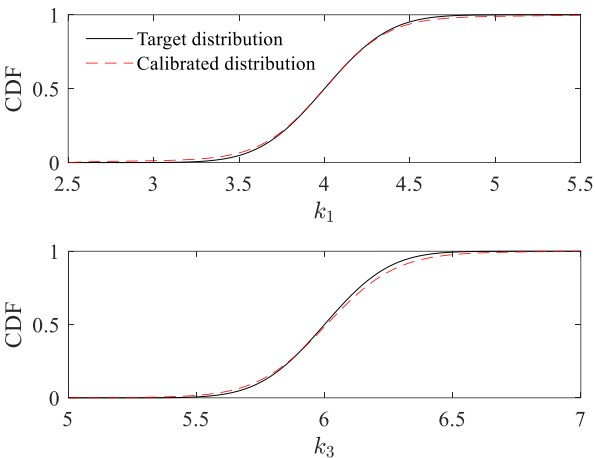


Fig.2 Calibrated marginal CDFs of k_1 and k_3

Fig.3 に各コピュラによる観測データについて, 一連の流れで推定した k_1, k_3 の同時確率分布から生成した 1000 サンプルを用いて算出した固有振動数の散布図を示す. 階段状密度関数による周辺分布の推定にくわえて, ベイズモデル選択により適切なコピュラを選択し, そのパラメータの事後推定を得ることで, いずれの観測データについてもモデル応答が観測データの相関構造を適切に評価できていることを確認した.

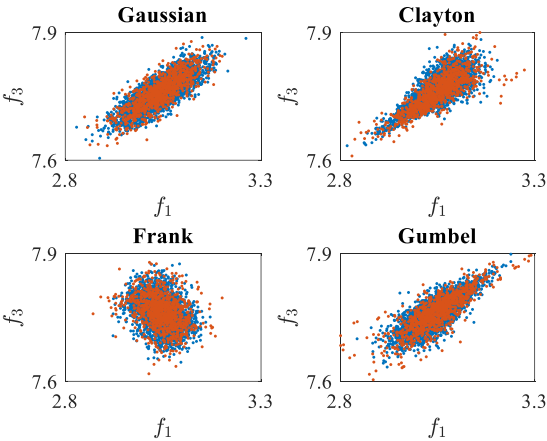


Fig.3 Relative position of the measurement data (blue) and calibrated model outputs (orange)

5. 結論

階段状密度関数を用いた分布形状の事前仮定に依らない階層ベイズ更新において, 階段状密度関数の分布係数と同時にコピュラパラメータを観測更新するとともに, 適切なコピュラを選択するベイズモデル選択を組み合わせる手法を構築した. 提案手法は相関を有する 2 変数の同時確率分布の較正が可能なることを示した. 今後はより高次の相関構造も較正可能なように手法の拡張を検討する予定である.

参考文献

1) 北原優, 北原武嗣, Michael BEER: 階層ベイズ推定によるパラメータ不確定性定量化の有用性, 土木学会論文集, Vol.79, No.15, 22-15005, 2023.
2) R.B. Nelsen: An Introduction to Copulas. 2nd edition, New York, Springer, 2006

応答曲面法と非線形有限要素解析によるコンクリートの 破壊力学パラメータの同定手法 (シンポジウム講演概要)

A Method for Determining Fracture Mechanics Parameters of Concrete Using Response Surface Methodology and Nonlinear Finite Element Analysis (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

田中 尊之 (茨城大・工) 車谷 麻緒 (茨城大・工)
Takayuki TANAKA, Ibaraki University
Mao KURUMATANI, Ibaraki University
E-mail: mao.kurumatani.jp@vc.ibaraki.ac.jp

This study proposes a method for determining fracture mechanics parameters of concrete using the response surface methodology and nonlinear finite element analysis. Concrete beams with a single-edge notch under three-point bending are used to estimate the parameters. Calibrating the numerical result to the experimental response by a surrogate model based on the response surface methodology allows us to determine the fracture mechanics parameters.

1. はじめに

コンクリート構造物は、ひび割れの発生・進展により損傷が進行する。コンクリートに生じるひび割れは、構造物の強度特性だけでなく、構造物の耐久性にも影響をおよぼすため、コンクリートの破壊力学特性を定量的に把握することが重要である。

コンクリートの力学挙動を特徴づけるパラメータとして、材料の剛性や破壊が生じる応力またはひずみの値に加えて、破壊エネルギーがある。破壊エネルギーは、破壊エネルギー試験とよばれる切欠きはりの3点曲げ試験により求められることが多い。既往の研究では、破壊エネルギー試験の方法や破壊エネルギーを求める方法、引張破壊の構成則となる引張軟化曲線（結合カー開口変位関係）を求める方法などが提案されている。しかし、コンクリートの力学挙動を特徴づけるパラメータであり、また数値解析に必要なパラメータである剛性・強度・破壊エネルギーの3種類を効率よく求められる方法とはいえない。

そこで本研究では、非線形有限要素解析と応答曲面法を用いて、コンクリートの実験結果から、材料の剛性・引張強度・破壊エネルギーの3つを同時に効率よく同定する方法を提案する。コンクリート切欠きはりの3点曲げ試験における複数の実験結果を対象に、提案手法の有用性を示す。

2. 応答曲面法によるパラメータ同定手法の概要

本研究で提案する破壊力学パラメータの同定手法の概要を図-1に示す。日本コンクリート工学会で推奨されているコンクリート切欠きはりの3点曲げ試験（破壊エネルギー試験）を対象とし、実験における測定のしやすさから、荷重-CMOD（切欠き開口変位）曲線に対してパラメータ同定を行うこととする。

実験結果の荷重-CMOD 曲線に対して、数値解析のキャリブレーションを行うことで、破壊力学パラメータを同定する。キャリブレーションにおいては、コンクリートのとり得るパラメータ値の範囲を設定し、一種のモンテカルロシミュレーションを行う必要がある。しかし、モンテカルロシミュレーションには、入力パラメータの数に応じて指数関数的に計算負荷が増大するといった問題がある。

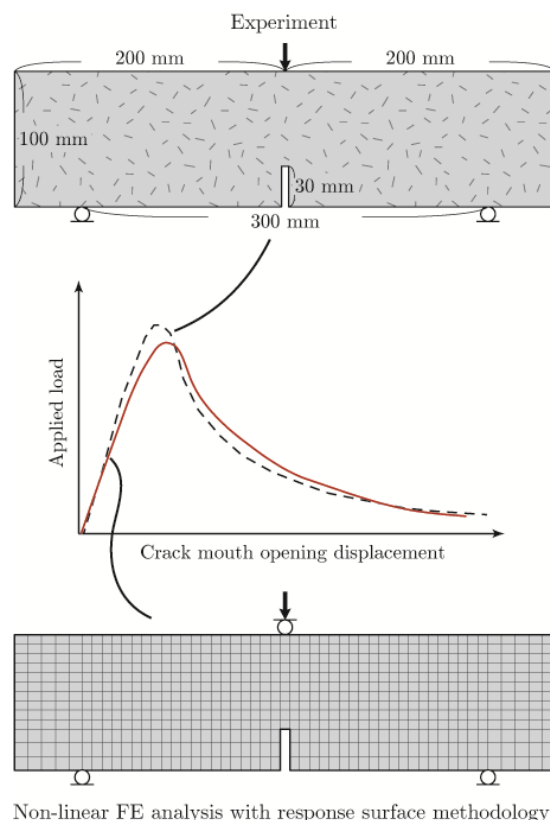


図-1 提案手法の概要

そこで本研究では、効率的にキャリブレーションを行うために、応答曲面法を用いて数値解析の代替モデルを作成する。そして、この代替モデルを用いて、モンテカルロシミュレーションによるキャリブレーションを行い、破壊力学パラメータを同定する。

コンクリート切欠きはりの3点曲げ試験を再現する数値解析手法として、本研究では損傷モデルを用いた非線形有限要素解析²⁾を適用する。数値解析に必要なコンクリートの材料パラメータは、ヤング率、ポアソン比、破壊発生ひず

み、圧縮引張強度比、破壊エネルギーの5つである。ここで、曲げによる引張変形のみを対象とするためにポアソン比はゼロとし、圧縮破壊は生じないことから圧縮引張強度比は一般的な値である10とする。したがって、本研究で同定するパラメータは、ヤング率・破壊発生ひずみ・破壊エネルギーの3つとなる。なお、破壊発生ひずみにヤング率を掛ければ破壊発生応力に変換できるため、コンクリートの剛性・引張強度・破壊エネルギーの3つを同定する方法ともいえる。

既往の研究³⁾で実施した数値解析のV&V(検証と妥当性確認)において、本研究で用いる非線形有限要素解析は、コンクリート切欠はりの3点曲げ問題において、破壊エネルギーの性質が精度よく満たされることを確認している。また、解析結果に対するメッシュサイズの影響が非常に小さい方法であることも検証されている。本研究では、V&Vにより妥当性が確認されている数値解析手法を用いて、コンクリートの実験結果を再現することで、破壊力学パラメータを同定する。

具体的なパラメータ同定の手順を説明する。まず、コンクリート切欠はりの3点曲げ試験を行い、荷重-CMOD曲線を測定する。既往の研究⁴⁾と同様の方法により、応答曲面法を用いて、荷重-変位曲線を再現するための代替モデルを作成する。応答曲面を推定するための実験計画として、本研究ではBox-Behnken計画を採用する。同定するパラメータは3つであるため、3因子の実験計画に従い、13ケースの非線形有限要素解析を行い、応答曲面(代替モデル)を作成する。代替モデルを用いてモンテカルロシミュレーションによるキャリブレーションを行い、実験結果との誤差が最小となるケースを求めれば、そのときのパラメータ値が同定結果となる。

3. 検証例題

実際に測定した複数の実験結果を対象に、提案手法の検証例題を示す。図-2は、同一寸法のコンクリート切欠はりの3点曲げ試験から得られた6つの荷重-CMOD曲線に対して、提案手法を適用し、キャリブレーションを行った結果である。具体的に、作成した代替モデルは1つであり、同じ代替モデルを用いて、それぞれ800万回のモンテカルロシミュレーションを実施し、キャリブレーションを行った結果である。実験の寸法と境界条件が同じであれば、代替モデルは1つだけ作成すればよい。

図中の数値は、上から順に、同定したヤング率、破壊発生ひずみ、破壊エネルギー、誤差を表している。誤差は、実験と解析の曲線下の面積の相対誤差である。これらの結果を見ると、代替モデルによるモンテカルロシミュレーションから得られた結果は、どれも誤差が5%未満であり、実験結果を精度よく再現できている。代替モデルの作成から、モンテカルロシミュレーション、キャリブレーションの実施まで適切に行えていることがわかる。

4. おわりに

本研究では、応答曲面法に基づく非線形有限要素解析の代替モデルを用いて、コンクリート切欠はりの3点曲げ実験結果から、材料の剛性・引張強度・破壊エネルギーの3つを同時に効率よく同定する方法を提案した。複数の実験結果に提案手法を適用した結果、実験結果に適合したコンクリートの剛性・引張強度・破壊エネルギーの3つを効率よく同定できることを示した。

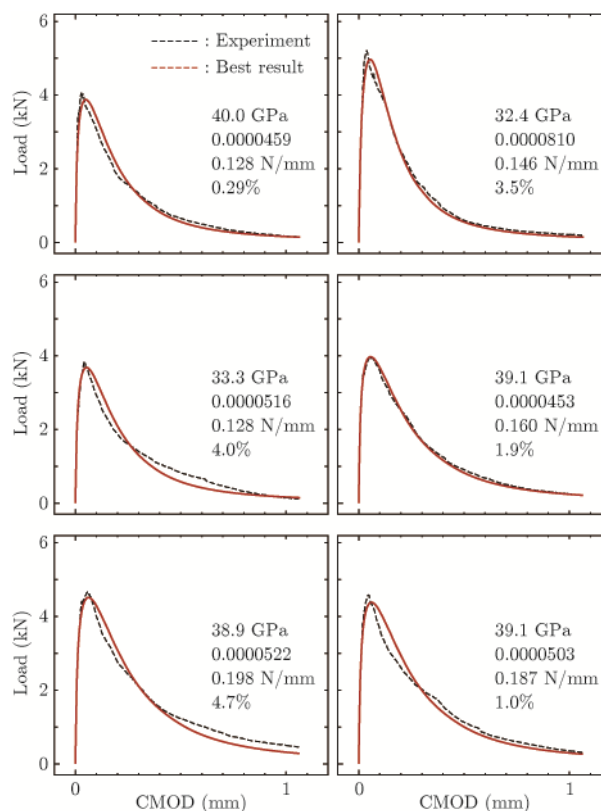


図-2 提案手法の検証例題

謝辞

清水建設技術研究所の小倉大季氏には、実験結果をご提供いただきました。

参考文献

- 1) 橋高義典, 内田裕市, 金子佳生, 関田徹志, 福山洋, 中村成春: 委員会報告書「コンクリートの破壊特性の試験方法に関する調査研究委員会報告」, コンクリート工学年次論文集, Vol. 23, No. 1, pp. 19.28, 2001.
- 2) 車谷麻緒, 寺田賢二郎, 加藤準治, 京谷孝史, 樫山和男: コンクリートの破壊力学に基づく等方性損傷モデルの定式化とその性能評価, 日本計算工学会論文集, No. 20130015, 2013.
- 3) 車谷麻緒, 小倉大季, 櫻井英行: コンクリートの非線形有限要素解析に対する検証と妥当性確認の一例, 日本計算工学会論文集, No. 20220005, 2022.
- 4) 車谷麻緒, 坂敏秀, 山本佳士, 上田尚史, 龍頭正幸, 小林樹人: 鉄筋コンクリートはりの非線形有限要素解析に対する代替モデルの提案とその妥当性確認, 土木学会論文集 A2 (応用力学), Vol. 77, No. 2, pp. I_403-I_412, 2022.

V&V に向けた曲げ破壊型鉄筋コンクリートはりの Validation 実験 (シンポジウム講演概要)

Validation Experiment of Reinforced Concrete Beams with Shear Reinforcements for Verification and Validation (Proceedings of Symposium on Applied)

羽生 隼輝 (茨城大・工) 車谷 麻緒 (茨城大・工)

Junki Hanyu, Ibaraki University
mao Kurumatani, Ibaraki University
E-mail: 22nm831s@vc.ibaraki.ac.jp

Four-point bend tests of reinforced concrete (RC) beams were performed at approximately the same time in one institution equipped with one test machine for investigating the uncertainty involved in experiments. The RC beams were produced simultaneously at one location to reduce the variation of materials and specimens. This study can provide experimental data for Validation and offer valuable insight into the V&V for concrete structure.

1. はじめに

米国機械学会 (ASME) では, V&V (Verification & Validation) とよばれる数値解析の信頼性を保証するための方法がガイドライン ASME V&V 10 (VV-10) に示されている。

V&V は大きく分けて二つのプロセスから構成されている。Verification (検証) は「正しく解析が行われているか」を検証するプロセスである。具体的には、計算モデルが正しく実装されており、離散化誤差や数値誤差が十分に小さいことを検証する。Validation (妥当性確認) は、「解析は実験結果を正しく予測できているか」を確認するプロセスである。とくに、Validation では、各種の不確かさを定量化し、実験結果と解析結果を比較することで、数値解析の妥当性が確認される。

実験の不確かさには、実験者の技術レベル、試験体の寸法、実験方法の違いなどにおける不確かさがあげられる。建設工学分野では、コンクリートの特徴として、材料特性のばらつきが大きいことが知られている。それゆえ、実験における主要な不確かさは、コンクリートの材料特性のばらつきであると考えられる。しかし、通常に実施されている実験では、材料特性のばらつきや不確かさに関する検討は含まれておらず、Validation の実験に適していないことが多い。

建設分野では ASME V&V 10 に基づいた検討事例は少なく、鉄筋コンクリート (RC) はりを対象とした基礎的な研究に留まっている^{2,3)}。文献²⁾では、統一することができない境界条件や載荷条件のわずかな違いに焦点を当て、試験機の異なる 5 つの研究機関において、同条件の実験を一斉に実施し、実験の不確かさを検討している。

そこで、本研究では、曲げ破壊型 RC はりの 4 点曲げ実験を対象として、1 つの研究機関で同条件の実験を同時期に実施する。試験機と実験を実施するオペレータを統一することで、試験機による実験条件の違いや人的誤差を極力低減させた同条件の実験を実施し、実験の不確かさを定量化することを目的とする。

2. 鉄筋コンクリートはりの 4 点曲げ実験

この章では、RC はりの挙動のばらつきを調べるために、4 点曲げ実験を複数回実施した結果を示す。

2.1 実験概要

本研究の特徴は、同条件で一斉に作製した曲げ破壊型 RC はりの実験を同時期に実施し、実験の不確かさを検討することである。対象とする RC はりの形状、荷重・境界

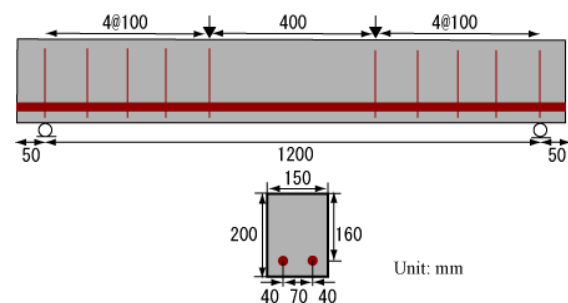


図-1 曲げ破壊型 RC はりの形状、荷重・境界条件

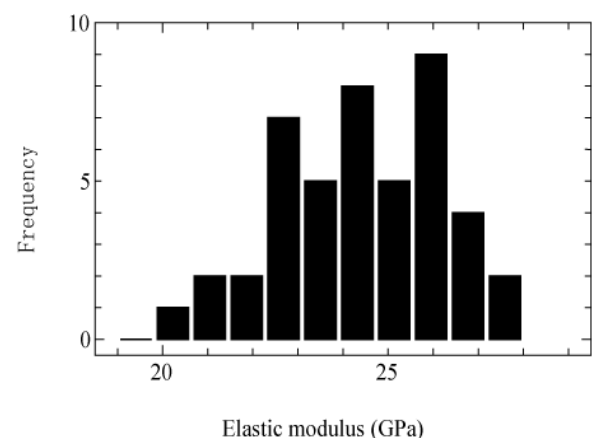
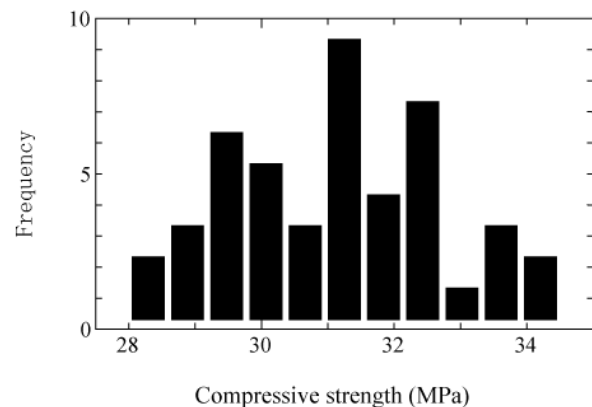


図-2 圧縮強度試験の結果

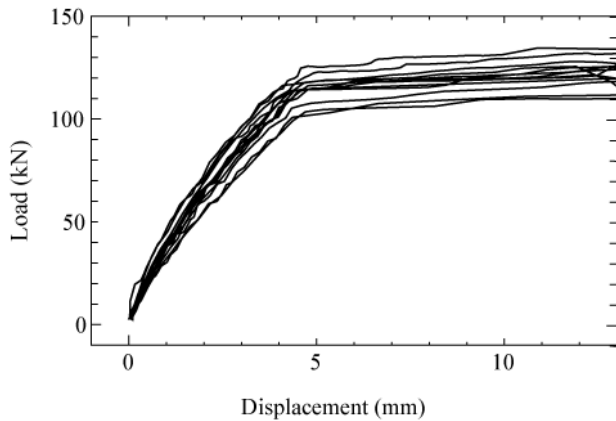


図-3 実験における荷重-変位関係

条件を図-1に示す。13体のRCはりとは45体のコンクリート円柱供試体を作製した。コンクリート強度のばらつきに加えて、養生方法や乾燥収縮による影響を極力抑えるために、同日にすべて作製した。湿潤養生を5日間行った後、脱型し、プラスチック製のシートで試験体を包装することで封緘養生とした。材齢30日として約2週間をかけてRCはり13体の実験を実施した。荷重の制御方法は、オペレータが変わることによる人的誤差を極力抑えるために、1名のオペレータによって荷重を行った。荷重の制御方法は手動で荷重を行い、試験体の状況に応じて、荷重速度を適宜調整した。

2.2 実験結果

使用したコンクリートにおける材料強度のばらつきを評価するために、45体の円柱供試体に圧縮強度試験を実施し、材料特性を調べた。図-2に圧縮強度試験結果を示す。全データにおける圧縮強度の平均値は31.15 MPa、標準偏差は1.518、変動係数は4.42%であった。弾性係数の平均値は、24.40 GPa、標準偏差は1.844、変動係数は6.66%であった。鉄筋については、材料のばらつきは小さいと想定し、RCはりに用いる異形鉄筋D16に対して、6本の引張試験を実施した。鉄筋の挙動はほぼ一致しており、鉄筋の材料特性のばらつきは非常に小さいことを確認した。またRCはり13体の4点曲げ実験についてのばらつきが確認できた。図-3に得られた荷重-変位関係を示す。試験体は同一条件で作製し、同様の4点曲げ実験を実施したが、実験結果からは挙動のばらつきが確認できた。試験体の寸法誤差については、断面の幅、長さ、有効高さの変動係数は、それぞれ0.09%、0.68%、1.25%と小さいため、実験における主な不確かさはコンクリートの材料特性のばらつきと判断できる。

3. 実験結果の再現性

本研究では、損傷モデル⁴⁾による非線形有限要素解析を計算モデルに用いる。

3.1 計算モデル

コンクリートの構成モデルには損傷モデルを適用する。等価ひずみ ε_e は次式で表される。

$$\varepsilon_e = \frac{k-1}{2k(1-2\nu)} I_1' + \frac{1}{2k} \sqrt{\left(\frac{k-1}{1-2\nu} I_1'\right)^2 + \frac{12k}{(1+\nu)^2} J_2'} \quad (1)$$

ここで、 ν はポアソン比、 k は圧縮引張強度比、 I_1' は微小ひずみテンソルの第1不変量、 J_2' は偏差ひずみテンソル第2不変量である。応力とひずみの関係は次のように表される。

$$\sigma = (1 - D(\varepsilon_e)) \mathbf{c} : \varepsilon \quad (2)$$

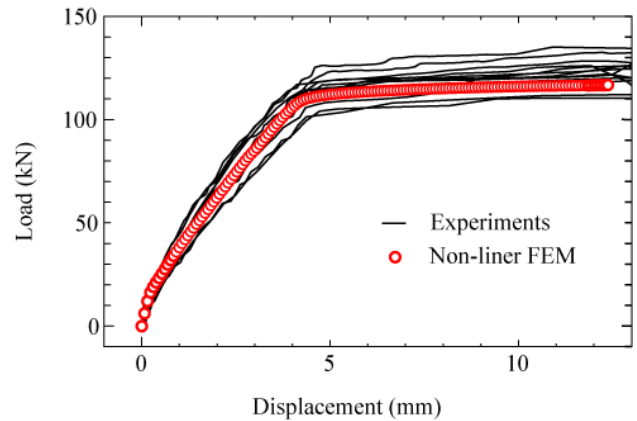


図-4 実験と解析における荷重-変位関係の比較

$$D(\varepsilon_e) = 1 - \frac{\varepsilon_0}{\varepsilon_e} \exp \left\{ -\frac{E \varepsilon_0 h_e}{G_f} (\varepsilon_e - \varepsilon_0) \right\} \quad (3)$$

ここで、 $\mathbf{c}$ は弾性係数テンソル、 ε はひずみテンソル、 E はヤング率、 ε_0 は破壊発生ひずみ、 G_f は破壊エネルギー、 h_e は損傷を評価する領域長さである。鉄筋の構成モデルには von-Mises 塑性モデルを適用する。

3.2 非線形有限要素解析による実験結果の再現

非線形有限要素解析には、四面体1次要素を用いて、鉄筋の幾何形状を反映した3次元有限要素モデルを用いる。材料パラメータは、圧縮強度試験からコンクリートのヤング率 E を25 GPa、ポアソン比 ν は一般的な値である0.2とした。その他のパラメータは試験結果から決定することが困難なため、コンクリートのとり得る範囲と試験結果から破壊発生ひずみ ε_0 は0.0009、圧縮引張強度比 k は14、破壊エネルギー G_f は0.1 N/mmとした。RCはりの4点曲げ実験の数値解析を行った。荷重-変位関係を比較した結果を図-4に示す。解析結果は実験結果を再現できていることがわかる。

4. まとめ

本研究では、VV-10に基づいて、曲げ破壊型RCはりの4点曲げ実験を同時期に実施した。実験の主要な不確かさはコンクリートの材料特性のばらつきとした。

VV-10に基づき、曲げ破壊型RCはりに対する計算モデルのV&Vを実施することを今後の展望とする。

参考文献

- 1) The American Society for Mechanical Engineers: Guide for verification and validation in computational solid mechanics, ASME V&V 10-2006, 2006.
- 2) 車谷麻緒, 岡崎慎一郎, 山本佳士, 上田尚史, 小倉大季: 不確かさの定量化に向けたRCはりの一斉荷重実験, 土木学会論文集A2(応用力学), Vol.75, pp.1411-1420, 2019.
- 3) 山本佳士, 坂敏秀, 車谷麻緒: RBCMを用いた鉄筋コンクリート部材の破壊シミュレーションにおける不確かさ評価と妥当性確認, 計算工学講演会論文集, Vol.26, 2021.
- 4) 相馬悠人, 車谷麻緒: 破壊力学に基づく損傷モデルによるRC部材の大規模破壊シミュレーションに関する基礎的検討, 土木学会論文集A2(応用力学), Vol.73, pp.1263-1271, 2018.

コード間対照による鉄筋コンクリートはりの非線形有限要素解析のコード検証 (シンポジウム講演概要)

Code Verification by Code-to-Code Comparison for Non-linear Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Beam (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

渡邊 英吾 (茨城大・工) 飯島 昂也 (茨城大・工) 山川 綾之 (茨城大・工) 車谷 麻緒 (茨城大・工)
Eigo Watanabe, Ibaraki University
Kohya Iijima, Ibaraki University
Ryoji Yamakawa, Ibaraki University
Mao Kurumatani, Ibaraki University
E-mail: 22nm843t@vc.ibaraki.ac.jp

The code verification of a computational model is performed using a code-to-code comparison. The target of the code verification is the non-linear finite element analysis with a damage model for a reinforced concrete beam. The general-purpose structural analysis code ISCEF is used for the code-to-code comparison. The numerical results show good agreement and demonstrate that code verification is available by the code-to-code comparison.

1. はじめに

シミュレーションの品質を保証する方法として、V&V (Verification & Validation) がある。Verification とは、正確に解析が行われているかを検証するプロセスであり、コード検証と解析検証で構成される。コード検証とは、解析結果と理論解を比較し、プログラムエラーがないことを確認するプロセスである。解析検証は、数値誤差を定量化するプロセスである。

コンクリート工学分野における Verification の研究には、線形問題において行われた研究がある¹⁾。しかし、コンクリートと鉄筋の複合構造である鉄筋コンクリート (RC) のような非線形問題では、理論解が得られない。そのため、理論解と比較して行うコード検証を実施することができない。他分野の Verification の研究では、他の解析プログラムと比較することでコード検証を実施した例がある。特に原子力分野において、松本らは異なる計算手法の解析結果と比較することで GALAXY コードの Verification を実施した²⁾。しかし、コンクリート工学分野では、他のコードと比較することによってコード検証を実施した例は見当たらない。

本研究の目的は、損傷モデルを用いた非線形有限要素解析のコード検証を実施することである。本研究では、曲げ破壊型 RC はりを解析対象とし、汎用 FEM コードである ISCEF⁴⁾と比較することで、損傷モデルを用いた非線形有限要素解析のコード検証を実施する。

2. 損傷モデルによる非線形有限要素解析

コンクリートのモデル化には損傷モデルを用いる。損傷モデルの構成則は、フックの法則にスカラー変数 D を用いた式 (1) である³⁾。

$$\sigma = (1 - D)c : \varepsilon \quad (0 \leq D \leq 1) \quad (1)$$

ここで、 σ はコーシーの応力テンソル、 c は弾性係数テンソル、 ε はひずみテンソル、 D は損傷変数である。

車谷らは、損傷モデルで多次元のひずみテンソルおよび応力テンソルを 1 次元に相当する等価ひずみと等価応力に置き換え、両者の関係から損傷変数を求めている⁴⁾。式 (2) の修正 von-Mises モデルによる等価ひずみ ε_e により、ひずみテンソルをスカラー値に転換する。

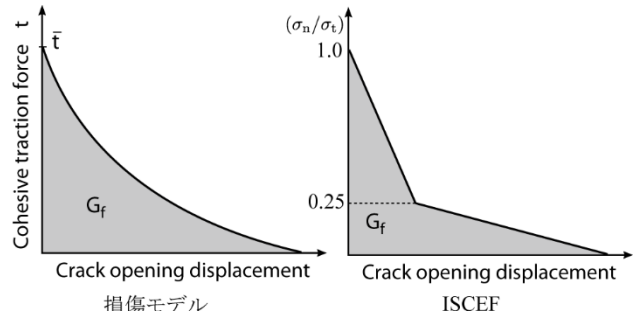


図-1 コンクリートの材料モデリング

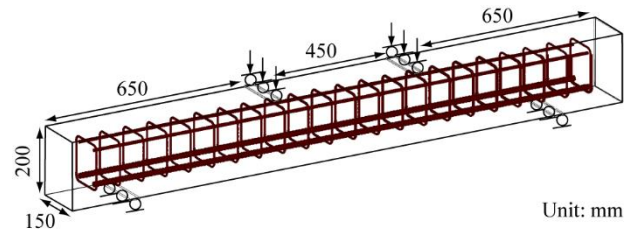


図-2 解析対象とする RC はりの形状

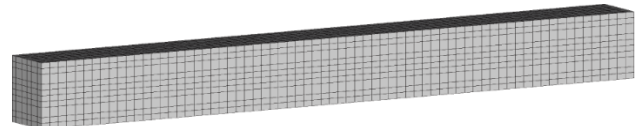


図-3 ISCEF における有限要素モデル

$$\varepsilon_e = \frac{k-1}{2k(1-2\nu)} I_1 + \frac{1}{2k} \sqrt{\left(\frac{k-1}{1-2\nu} I_1\right)^2 + \frac{12k}{(1+\nu)^2} J_2} \quad (2)$$

ここで、 ν はポアソン比、 k は圧縮引張強度比、 I_1 はひずみテンソルの第 1 不変量、 J_2 は偏差ひずみテンソルの第 2 不変量である。ここで、等価ひずみ ε_e に圧縮強度比 k を用いることで、コンクリートの圧縮に強く引張に弱い力学特性の表現が可能になる⁴⁾。

変形履歴の等価ひずみ ε_e を用いた損傷変数 $D(\varepsilon_e)$ は、式 (3) で表される³⁾。

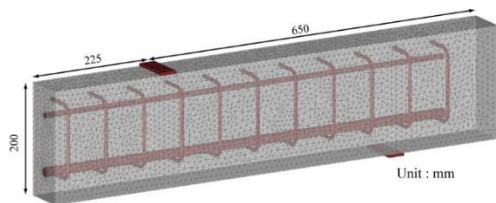


図-4 損傷モデルにおける有限要素モデル

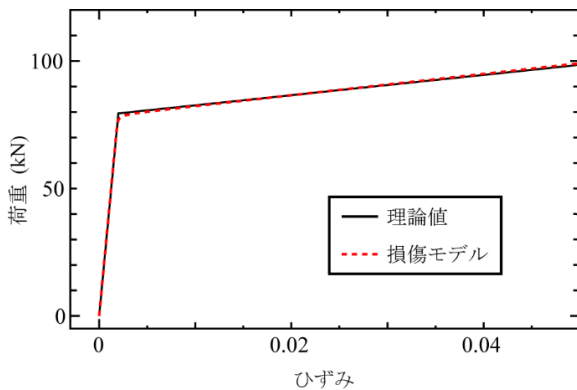


図-5 鉄筋の引張解析

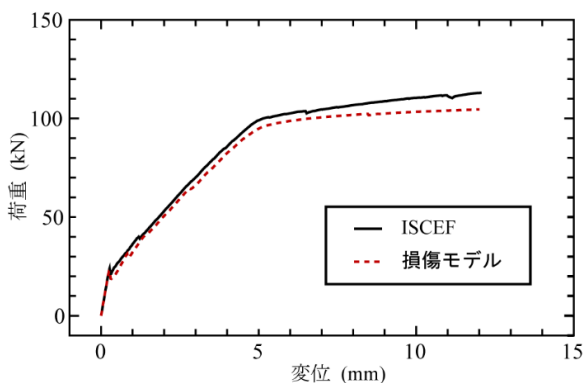


図-6 荷重－変位曲線

$$D(\varepsilon_c) = 1 - \frac{\varepsilon_0}{\varepsilon_c} \exp\left(-\frac{E\varepsilon_0 h_c}{G_f}(\varepsilon_c - \varepsilon_0)\right) \quad (3)$$

ここで、 E はヤング率、 ε_0 は破壊発生ひずみ、 G_f は破壊エネルギー、 h_c は要素寸法である。また、鉄筋には線形硬化則に基づく von-Mises 塑性モデルを適用する。

3. ISCEF における非線形有限要素解析

ISCEF では、分散ひび割れモデルを用いた RC 要素を採用し、非線形有限要素解析を実施する。コンクリートの材料モデリングは図-1 に示すような 2 直線軟化モデルである。また、圧縮側における材料モデルは圧縮線形である。鉄筋の材料モデルはバイリニアモデルを採用する。ISCEF では鉄筋が導入されていることを再現するために、鉄筋比を RC 要素に設定する必要がある。鉄筋比は要素の各断面積に対する鉄筋の断面積を除した面積率で求める。

4. 曲げ破壊型 RC はりのコード検証

解析対象は、図-2 のようなスターラップを十分に配筋した 3 等分点载荷の RC はりである。

ISCEF に用いる要素の種類は図-3 のように六面体一次要素とする。ISCEF におけるコンクリートのパラメータは、ヤング率を 40 GPa、ポアソン比を 0.2、引張強度を 4 MPa、

破壊エネルギーを 0.05 N/mm、せん断剛性低下率を 1.0×10^{-3} とする。鉄筋のパラメータはヤング率を 200 GPa、線形硬化係数を 2 GPa、降伏応力を 400 MPa、鉄筋比を設定する。

損傷モデルの解析に用いる要素の種類は、図-4 のように四面体一次要素とする。損傷モデルにおけるコンクリートのパラメータは、ヤング率を 40 GPa、ポアソン比を 0.2、圧縮引張強度比を 12、破壊発生ひずみを 0.0001、破壊エネルギーを 0.05 N/mm とする。損傷モデルにおける非線形有限要素解析では、異形鉄筋の複雑な 3 次元形状までモデル化しているため、断面積が一定にならず、ヤング率や降伏応力を ISCEF と同じ値に設定しても、力学挙動が同じになるとは限らない。それゆえ、図-5 に示すように鉄筋の 3 次元有限要素モデルを対象に引張解析を実施し、理論値とのキャリブレーションにより鉄筋のパラメータを同定する。キャリブレーションの結果、鉄筋のパラメータは、ヤング率を 200 GPa、ポアソン比を 0.3、線形硬化係数を 2 GPa、降伏応力を 400 MPa とする。

コード検証の判定基準としては、ISCEF と解析結果の荷重－変位曲線における全体的な挙動、変位 10 mm における荷重値の 2 点において、損傷モデルと ISCEF の差異が小さいことである。

ISCEF と損傷モデルの荷重－変位曲線を図-6 に示す。ISCEF と損傷モデルを比較すると、鉄筋降伏までの荷重－変位曲線の形状はよく一致していることがわかる。しかし、鉄筋降伏後の荷重－変位曲線の形状が異なることがわかる。損傷モデルでは異形鉄筋の複雑な形状までモデル化しているが、ISCEF では異形鉄筋の形状をモデル化せずに、鉄筋が導入されている要素に鉄筋比のパラメータを導入することで鉄筋を再現している。そのため、鉄筋降伏後の荷重－変位曲線の勾配に差異が生じたと考える。鉄筋のモデル化が異なることを考慮し、荷重－変位曲線の全体的な形状を比較すると、両者に大きな差異はない。各変位 10 mm での荷重値における損傷モデルと ISCEF の差異を相対誤差によって比較する。ISCEF との差異は 6.41% であり、ISCEF との差異は小さいと判断できる。

5. おわりに

曲げ破壊型 RC はりを解析対象とし、損傷モデルを用いた非線形有限要素解析のコード間対照を実施した。汎用 FEM コードである ISCEF を参照解とし、本研究で設定した検討項目について、損傷モデルと比較することでコード検証が行えることを示した。

参考文献

- 1) 和田 健介, 櫻井 英行, 滝本 和志, 山本 真哉: 構造革新に向けた V&V とトポロジー最適化の試行, Vol. 56, No. 9, 2018
- 2) 松本 英樹, 佐藤 大介, 蒲原 寛, 西浦 雅詞, 上田 謙一郎, 浅野 耕司: 安全解析技術の高度化—新炉心・安全解析コードの開発—, 三菱重工技報, Vol. 57, No. 4, 2020, 原子力特集
- 3) 車谷 麻緒, 根本 優輝, 相馬 悠人, 寺田 賢二郎: コンクリートの破壊挙動を考慮した鉄筋コンクリートの 3 次元破壊シミュレーションとその性能評価, Transactions of JSCES, Paper No. 20160004
- 4) C&T センチュリテクノ株式会社
<https://www.century-techno.co.jp/> (2022/5/7 アクセス)

局所損傷の影響を考慮する鋼部材耐力解析のための画像ひずみ計測によるデータ同化 (シンポジウム講演概要)

Data assimilation by digital image correlation strain measurement for load-carrying capacity analysis of steel members with local damages (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

佐藤 開 (筑波大・シス情) 西尾 真由子 (筑波大・シス情)

Kai Sato, University of Tsukuba
Mayuko Nishio, University of Tsukuba
E-mail: sato.kai.sm@alumni.tsukuba.ac.jp

This study evaluates applicability of full-field strain measurement by digital image correlation (DIC) to the data assimilation of FE model-based load capacity analysis of steel structural members. The tensile test of steel plate member specimens with corrosion was conducted. Sensitive FE model parameters to in-plane strain data were extracted by the sensitivity analysis, and the posterior distributions of uncertain parameters of the steel plate specimen was appropriately estimated using the acquired DIC strain data.

1. はじめに

構造モニタリングにより得た鋼構造物の観測データから実際の劣化損傷に関わる解析パラメータの不確定性を反映し、構築した有限要素(FE)モデルを用いた耐荷性能解析を行うデータ同化を考える。鋼橋では有村ら¹⁾の既往研究でも示されているように、桁端部の腐食など局所的な損傷が全体の耐力に影響することが指摘されており、適切なデータ同化には局所的な損傷に感度を有する応答を計測する必要がある。加速度センサなどを用いた既往の構造モニタリング手法では、計測点数がセンサの設置数に限定されるため局所損傷の影響が計測困難であるうえセンサや配線などの設置作業が必要であり、実用上の課題になると考えられる。近年では画像等による非接触計測の活用が国内外で試みられている。そこで本研究では、デジタル画像相関法(DIC)によるひずみ分布計測に着目した。DICを用いる橋梁計測としてはDizajiら²⁾の研究があるが、桁端部腐食のような局所的な損傷劣化の影響をデータ同化により定量的な評価を試みた研究はほとんどないのが現状である。筆者らの既往研究³⁾では、鋼製平板部材供試体を作製して引張試験を実施し、DICの計測精度や境界条件の変状を有するFEモデルに対するモデルパラメータの事後分布推定を行った。本稿ではさらに腐食を有する供試体のFEモデルについてDICによるひずみ分布データを用いたモデルパラメータの事後分布推定が適用可能か検証した。

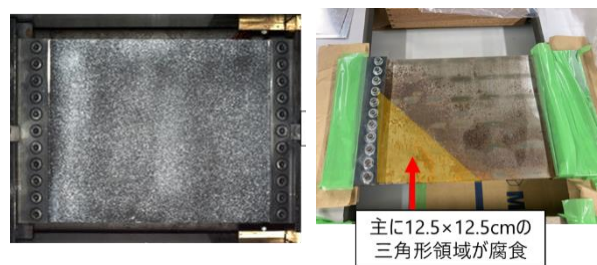
2. デジタル画像相関法(DIC)による引張試験ひずみ計測

本研究で用いたデジタル画像相関法(DIC)は、計測対象物の表面に塗装されたスペックルパターンと呼ばれるランダム模様をデジタルカメラで撮影し、変形前後の撮影画像を「サブセット」と呼ばれる小領域に分割し、相互相関関数により供試体表面の変位やひずみを計測する手法である。ひずみゲージ等のように供試体に貼り付けが不要で、部材全領域の面的な変位・ひずみ計測が可能である。本研究では、異なる角度で設置した2台のカメラで供試体を同期撮影し、撮影画像をMATLAB上で動作するオープンソースアプリケーションMultiDIC⁴⁾を用いて3次的にひずみを計測した。DIC解析諸元は既往文献⁶⁾を参考とした。

作製した鋼平板供試体は図-1中に示すように、長辺380mm、短辺250mm、厚さ3.2mmの鋼平板(鋼種SPCC)に、ボルト接合部を除く表面にスプレー塗料でスペックルパタ

ーンを塗装したものを2体(それぞれ#1, #2 供試体と呼称する)用意した。供試体は図-1(b)に示すように、食塩水の噴霧と湿潤によって腐食を作用させた。スペックルパターンを塗布した面の裏面は比較用に、ゲージ長2mmのひずみゲージを10点貼り付けた。

引張試験は、平板供試体に合わせた専用の引張試験装置を製作し実施した。引張载荷のために鋼製枠に油圧ジャッキを設け、試験機上にはDIC用のカメラ2台と照明を設置した。またレーザー変位計により変位を取得し、手動で塑性変形の最大荷重が確認できるまで载荷を行った。ひずみ分布を図-2に示す。腐食による減肉によりコンター左上に不均一なひずみ分布が計測されていることが分かる。



(a)供試体表面 (b)供試体裏面
図-1 #1 鋼製平板供試体

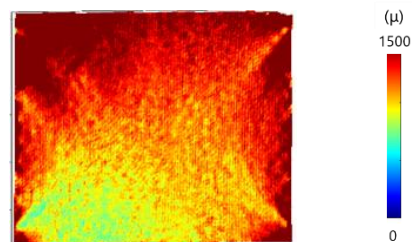


図-2 #1 供試体 ひずみ分布(128kN時)

3. FEモデル構築と不確定パラメータの抽出

鋼平板供試体のFEモデルは、汎用有限要素解析ソフトABAQUSにより構築した。ボルト接合部の局所的な変形挙動も考慮するため、ボルト接合されたアダプタと試験機治具も含めてソリッド要素で詳細にモデル化した。また、接触面に接触要素を導入した。また減肉と接触面の摩擦係

数の変化を FE モデルでも再現した。モデルの全要素数は 593,748(うち接触要素 345,510)となった。

モデル構築後に分散分析による感度解析を行い、ひずみに対して感度を有する不確定パラメータを抽出した。具体的には 2-level full-fuctorial サンプルングによりパラメータセットをサンプルングし弾性解析を行った。その後、5mm 間隔で平板部全体に計 2891 点の相当ひずみを出力し、分散分析の決定係数 R2 値の相対値を求めた。得られた R2 値のプロットを図-3 に示す。この結果から、ヤング率とポアソン比、腐食領域と非腐食領域の板厚の計 4 パラメータについて事後分布推定を行うこととした。

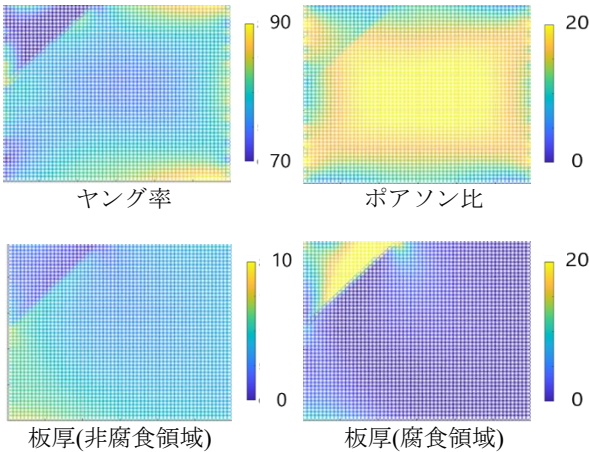


図-3 #1 供試体 感度解析結果(決定係数R^2(%))

4. 事後分布推定結果

事後分布は推定パラメータの事前分布に計測データの尤度関数を乗じるベイズの方法で導出するが、ここではマルコフ連鎖モンテカルロ法(MCMC)を採用した。前項の感度解析で抽出した、対象の不確定パラメータについて一様分布を事前分布とした。MCMC の事後分布サンプルングでは、burn-in を 5000 step としてその後の 50000 step を事後分布に採択した。また、ひずみデータは平板内に 4 cm 間隔で 56 点を参照することとした。対象モデルパラメータの事前分布空間から、ラテン超方角(LHS)サンプルングで 200 サンプル生成して数値解析出力データとして用いた。図-4 に #2 供試体の事後分布推定結果を示す。図の左から順に非腐食領域の板厚、腐食領域の板厚、ヤング率、ポアソン比の順番で分布を示している。ヤング率とポアソン比に加えて、腐食領域の板厚のような不確定性が高いと考えられるパラメータについても不確定性が低減できていることが分かる。

5. 結論

本研究では局所損傷を有する構造物のデータ同化耐荷性能評価に向けて、平板部材の引張試験を DIC によりひずみ計測したのち、分散分析による感度解析で FE モデルパラメータ不確定性と計測データの感度関係を調べた。その後、感度を有するパラメータについて DIC ひずみデータを用いて事後分布推定を行った。本研究は今後、材料の降伏応力や部材形状の寸法公差など、より局所的な挙動を表すモデルパラメータも対象として実構造物の耐荷力解析データ同化へと展開する。

謝辞

本研究は JST 創発的研究支援事業 JPMJFR205T の支援を受けたものです。ここに記して謝意を表します。

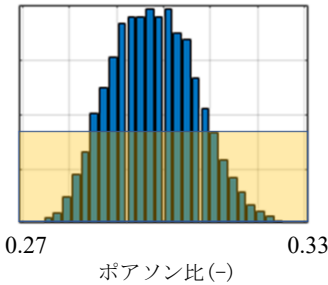
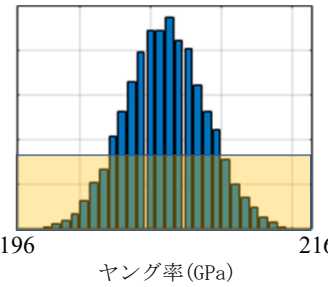
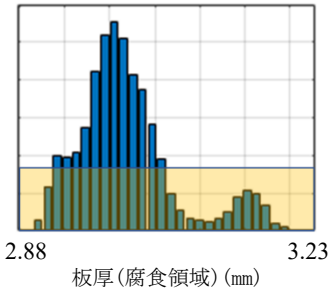
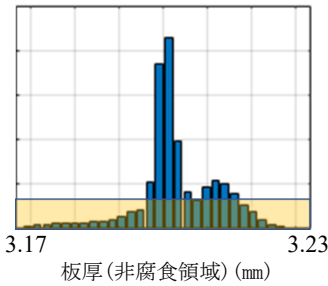


図-4 #2 供試体 事後分布推定結果

参考文献

- 1) 有村健太郎,有山大地,船越博行,山口隆司:桁端部に腐食劣化の生じた鋼 I 桁橋の耐荷性能評価に関する解析的検討, 土木学会論文集 A1, Vol.73, No.1, pp. 232-247, 2017.
- 2) Dizaji, M. S., Harris, D. K., Kassner, B. et al.: Full-field non-destructive image-based diagnostics of a structure using 3D digital image correlation and laser scanner techniques. Journal of Civil Structural Health Monitoring, 11, pp. 1415–1428, 2021.
- 3) 佐藤開,西尾真由子:局所損傷を有する構造物のデータ同化性能評価に向けた画像ひずみ分布計測の適用性検討,構造工学論文集 Vol. 69A, 2023.(採択済)
- 4) Solav, D., Moerman, K. M., Jaeger, A. M., Genovese, K., & Herr, H. M.: MultiDIC: An open-source toolbox for multi-view 3D digital image correlation. IEEE Access, 6, 30520-30535, (2018).

ASME V&V に基づいた木材の骨組み構造に対する固有振動数における 接合部のモデル化 (シンポジウム講演概要) Modeling of Joints for Woods Structures at Natural Frequency based on ASME V&V (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

福谷 勇輝, 油川 英史, 齋田 智香子, 松井 和己 (横国大)
倉田 和幸 (テルモ株式会社) 三浦 孝広 (サイバネットシステム株式会社)
都筑 新 (ダッソー・システムズ株式会社) 山本 剛大 (広島大) 杉山 裕文 (山梨大)
渡邊 大 (芝工大) 呂 学龍, 山田 貴博 (横国大)
Yuki FUKUTANI, Yukawa Hidefumi, Chikako NATSUMEDA, Kazumi MATSUI Yokohama National University; YNU
Kazuyuki KURATA, Terumo Corporation
Takahiro MIURA, Cybernet Systems Company Limited
Arata TSUZUKI, Dassault Systemes K.K.
Takeki YAMAMOTO, Hiroshima University
Hirofumi SUGIYAMA, University of Yamanashi
Dai WATANABE, Shibaura Institute of Technology
Xuelong LYU, Takahiro YAMADA, YNU
E-mail: fukutani-yuki-ud@ynu.jp

In this study, we propose a model for joint section of woods structures in natural Frequencies. A mortise and tenon joint is often used to connects two pieces of wood or other material and affect the dynamic properties of assembled of woods structures. Introducing V&V processes are implemented, in order to assure the appropriateness in the models.

1. はじめに

工学シミュレーションの品質を保証するための考え方に V&V (Verification (検証) and Validation (妥当性確認)) がある。筆者らはこれまでに木工椅子を題材としてより簡単な事例で ASME V&V-40¹⁾に基づく V&V プロセスを示してきた²⁾。

本稿では V&V の規格として広く知られている ASME V&V³⁾に基づいて、複数の木材で構成される骨組み構造に対して振動現象における数値シミュレーションモデルの妥当性を確認する。

2. 問題設定

(1) 対象物と注目する現象 (Question of Interest)

本稿では Fig.1 に示すような接合方法の異なる木材の骨組み構造を取り上げ、その固有振動数を注目する現象 (Question of Interest) と定義した。今回木材を組み合わせる際に接合方法として、ほぞ継ぎと三枚継ぎを用いた。

ASME V&V-10³⁾が提示するモデルの階層化アプローチに従い、骨組み構造を構成している部品に対して V&V を行った後骨組み構造による振動特性の V&V を行う。

(2) 概念モデル (Conceptual Model)

骨組み構造の固有振動数に注目するために QOI (Quantities of Interest) を各周波数における加速度応答とした。定めた QOI を評価するために拘束条件を加えずに自由振動となる状態で周波数帯における加速度応答を求め、実験とシミュレーションの結果を比較する。

3. 実験・シミュレーションモデルの詳細

(1) 実験モデル

ハンマリング試験を行い、対象物の1点に加振力を加えたときの加速度を計測する。対象物を1本の紐で宙づりにした状態で自由振動させる。このとき、対象物は3方向の並進および

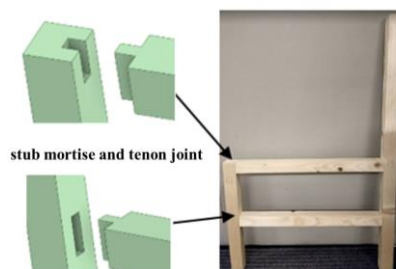


Fig.1 Joined Parts

回転において自由度を有することになるため、概念モデルで定義した拘束がない状態を再現できている。対象物の1点に加速度ピックアップを取り付け、時間に対する加速度応答を計測し、FFT変換を用いて周波数領域での加速度応答を求める。

(2) 解析モデル

汎用 CAE ソフトの ANSYS を用いてモデルの構築とメッシュ分割を行い、拘束条件がない状態でモーダル解析を行い試験体の振動特性を評価する。

4. 部品の V&V

Fig.1 の骨組み構造を構成する貫部材と長い脚、短い脚についてそれぞれ振動解析とハンマリング試験を行った。木材は異方性体であるため、直交異方性を定義するのに必要なヤング率、ポアソン比を参考文献⁴⁾より求める。また材料の木目や節、含水量の影響により、固有振動数のばらつきが生じる。本研究では骨組み構造の固有振動数に注目するために、骨組み構造に用いる脚部材および貫部材各7本に対して、あらかじめハンマリング試験を行う。ハンマリング試験から得られた各部材のモード形状を Fig.2 に示す。得られた固有振動数、試験片の質量から得られる密度を用いて、繊維方向のヤング率を同

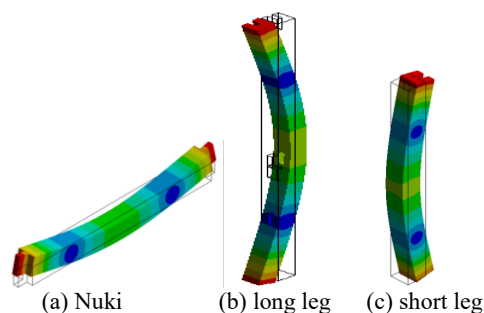


Fig.2 1st Mode of the Parts

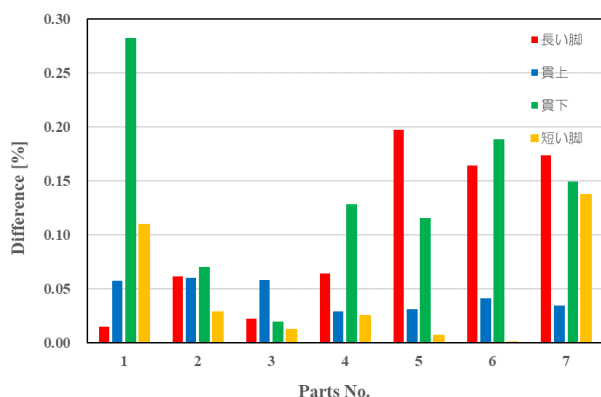


Fig.3 Difference of Natural Frequency on Parts

定した。同定した材料特性の妥当性を確認するために各部品での固有値解析を行い、実験で得られた固有振動数と比較する。Fig.3 に示すように実験とシミュレーションの差が全ての部品で 0.3%未満になっているため、同定した部材で骨組み構造の振動解析を行う。

5. 木材の骨組み構造における V&V

注目する系全体に対する V&V を行う際に部品単体の V&V では評価できなかった接合部が振動特性に与える影響を評価する必要がある。接合方法として用いたほぞ継ぎと三枚継ぎによる振動特性の違いを評価するために、Fig.1 の骨組み構造を切断し、それぞれ 7 組ずつ試験体を作成する。接合の種類に加え、ボンドの影響も考えるためそれぞれの試験体に対して、ボンドを用いずにハンマリング試験を行った後ボンドを用いて組み直して実験を再度行った。ハンマリング試験から得られた骨組み構造のモード形状を Fig.4 に示す。

(1)シミュレーションでの接合部のモデル化

汎用 CAE ソフトの周波数応答解析では、部品の接触面に摩擦などによる非線形接触を扱うことができない。また、接触している部品同士の表面を自動で認識これらに対する固着条件を自動的に付加する機能を有している。この機能を用いてモデル解析を行った。解析による固有振動数に対する実験結果の相対差を Fig5 に示す。シミュレーションに対して実験の固有振動数が、低い傾向がある。

(2)シミュレーションモデルの更新

ほぞ継ぎの接合に対してほぞ部分と穴部分のみを固着させ貫部材と脚部材の接触領域を変更することでシミュレーションモデルを更新する。Fig5 より、接触領域を減らすことで固有振動数が(1)のモデルより小さくなっており、実験の固有振動数に近いと考える。

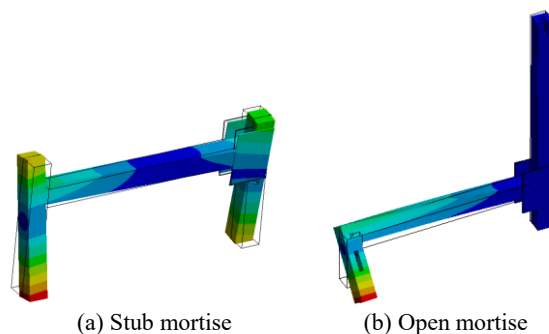
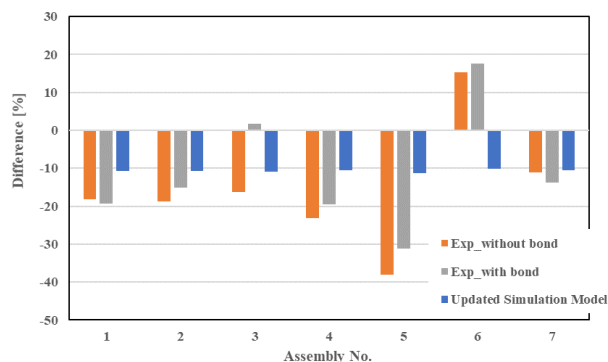
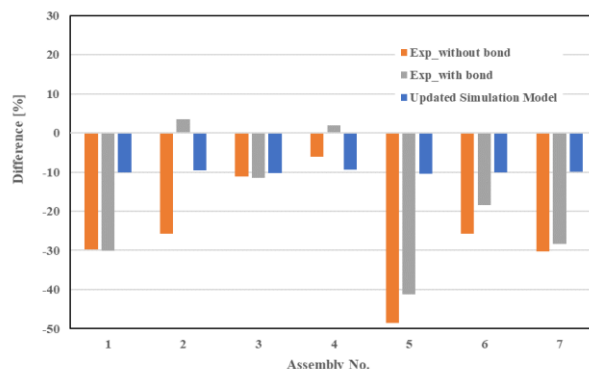


Fig.4 Mode of Assemblies



(a) Stub mortise



(b) Open mortise

Fig.5 Difference of Natural Frequency on Assemblies

6. 結論

木材の骨組み構造に対する振動特性において接合部のモデル化を行った。接合部の接触条件を変更することで固有振動数の結果が変わり、実験の固有振動数に近い値を得た。接合部をモデル化することにより複数の木材から構成される構造物の振動特性を表現できると考える。

参考文献

- 1) ASME: ASME V&V-40 2019 Assessing Credibility of Computational Modeling Through Verification and Validation: Application to Medical Devices, ASME 2018.
- 2) 松井和己, et al.: ASME V&V40 に基づいた木製椅子に対するシミュレーションの品質保証, 計算工学講演会論文集, 27, 2022.
- 3) ASME: ASME V&V-10 2019 Standard for Verification and Validation in Computational Solid Mechanics, ASME 2019.
- 4) 沢田 稔: 直交異方性材料としての木材の弾性および強度, 材料, 12 巻, 121 号, pp749-753, 1963