Sat. May 27, 2023

A

Regular Session | General Session（1．Mathematical analysis for mechanics problem: forward- and inverse-modeling in civil engineering）

第１部門①

座長:斉木 功(東北大学)
8:30 AM - 9:45 AM A (6号館 4階 6410室)

[11001-05-01] Determination of cracks using LASSO for QNDE with topological derivertives (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
Tomoki Yoshioka[1], *Hitoshi Yoshikawa[1]（1. Kyoto University）
8:30 AM - 8:45 AM

[11001-05-02] A problem of causality during the interaction of point-like scatterers: (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Terumi Touhei[1], Kaito Maruyama[2]（1. Tokyo University of Science, 2. JR central consultants company）
8:45 AM - 9:00 AM

[11001-05-03] Construction of real-time structural vibration analysis using PINN (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Toko Okuda[1], Mayuko Nishio[1]（1. University of Tsukuba）
9:00 AM - 9:15 AM

[11001-05-04] Data-driven seismic response analysis based on dynamic mode decomposition with time-delay embedding (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Akihiro Shioi[1,2], Yu Otake[1], Ikumasa Yoshida[3], Shogo Muramatsu[4]（1. Tohoku University, 2. KOZO KEIKAKU ENGINEERING Inc., 3. Tokyo City University, 4. Niigata University）
9:15 AM - 9:30 AM

[11001-05-05] Data assimilation by Phase Velocity of Rayleigh wave (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Yuxiang REN[1], Shinichi Nishimura[1], Toshifumi Shibata[1], Takayuki Shuku[1]（1. Okayama University）
9:30 AM - 9:45 AM

B

Regular Session | General Session (2.Computational Mechanics)

2.Computational Mechanics

座長:松本 純一(産業技術総合研究所)
8:30 AM - 10:00 AM B (6号館 4階 6418室)

[12001-06-01] Development of an Implicit Analysis in Incompressible Fluids Using GIMP (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Jun Saito[1], Eiji Nakai[1], Yu Takahashi[1], Haruka Fuji[1]（1. Kyoto University）
8:30 AM - 8:45 AM

[12001-06-02] Locking-free Finite Element Method for Calculating Map-represented Equations in Rotated Coordinates (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Junya Imamura[1]（1. imi Computational Engineering Laboratory）
8:45 AM - 9:00 AM

[12001-06-03] Time history response analysis using the natural frequency of the bulging for the real SUS panel tank (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Kouta Shirai[1], Taisuke Ono[2], Hirokazu Hirano[1], Naotsugu Sato[1]（1. Chuo University, 2. NYK Co.Ltd.）
9:00 AM - 9:15 AM

[12001-06-04] Fundamental study on solid-liquid multiphase flow analysis using the PMS model(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*mori kodai[1]（1. Kobe University ）
9:15 AM - 9:30 AM

[12001-06-05] Three-dimensional Mesoscale Concrete Modeling with Realistically Shaped Coarse Aggregates Using Weighted Discrete Voronoi Tessellations (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Takamasa Nakashima[1], Hiroto Masui[1], Mao Kurumatani[1]（1. Ibaraki University）

©Applied Mechanics Committee, JSCE

9:30 AM - 9:45 AM

[12001-06-06] Theoretical Analysis of Steel Tube with Cross-Sectional Loss Repaired by CFRP Bonding (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Morimune Mizutani[1], Toshiyuki Ishikawa[1]
（1. Kansai University）

9:45 AM - 10:00 AM

C

Regular Session | General Session (3.Mechanics of materials and complex phenomena)

3.Mechanics of materials and complex phenomena

座長:中田 幸男(山口大学)
8:30 AM - 10:00 AM C (6号館 4階 6426室)

[13001-06-01] Evaluation of permeability characteristics in porous media based on pore-scale numerical experiments (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Ryota Itto[1], Ikkoh Tachibana[1], Reika Nomura[1], Shinske Takase[2], Shuji Moriguchi[1], Kenjiro Terada[1] （1. Tohoku University, 2. Hachinohe Institute of Technology）

8:30 AM - 8:45 AM

[13001-06-02] Simulation of Underwater Drop Experiment Focusing on Object Shape: Comparison of Different Fluid-Solid Coupling Methods (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Yutaka Fukumoto[1], Takatoshi Kiriyama[2], Kumpei Tsuji[3], Koichi Hosaka[4], Daisuke NIshiura[5], Mitsuteru Asai[3] （1. Nagaoka University of Technology, 2. Institute of Technology, Shimizu Corporation, 3. Kyushu University, 4. Yachiyo Engineering Co., Ltd., 5. Japan Agency for Marine-Earth Science and Technology）

8:45 AM - 9:00 AM

[13001-06-03] Evaluation of the Particle-Wall Friction Effects on Dry Bulk Cargo Loads during Transverse Acceleration Using by DEM (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Wakaba Tsuruta[1], Fuminori Yanagimoto[1], Kinya Ishibashi[1] （1. Nippon Kaiji Kyokai (ClassNK)）

9:00 AM - 9:15 AM

[13001-06-04] Stability chart for clay slopes by rigid plastic finite element method considering tensile strength(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Gao Zimeng[1], yamakuri yuki[2], xiong xi[1], kobayashi shunichi[1] （1. kanazawa uninversity, 2. chuo universitty）

9:15 AM - 9:30 AM

[13001-06-05] The Influence of Material Property Variation on Rockfall Movement (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Gaoyuan Lyu[1], Kiyonobu Kasama[1] （1. Kyushu University）

9:30 AM - 9:45 AM

[13001-06-06] A Modellig of the effect of rock shape on run-out distribution of rokfalls (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

Taiki Yoshida[1], Reika Nomura[1], *Shuji Moriguchi[1], Kenjiro Terada[1], Yuto Tsuda[2], Ikumasa Yoshida[2] （1. Tohoku University, 2. Tokyo City University）

9:45 AM - 10:00 AM

D

Regular Session | General Session (4.Fluid mechanics)

4.Fluid mechanics

座長:音田 慎一郎(京都大学)
8:30 AM - 9:30 AM D (6号館 3階 6309室)

[14001-04-01] Numerical simulation and three-dimensional flow characteristics for open-channel lateral cavity (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Wenhao Dong[1], Tatsuhiko Uchida[1] （1. Hiroshima University）

8:30 AM - 8:45 AM

[14001-04-02] Characteristics of Three-dimensional Turbulent Flow around Traditional Crib Spur Dyke (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

©Applied Mechanics Committee, JSCE

*Hao Zhang[1], Natsuki Uehara[1], Hiroshi Takebayashi[2], Yasuhiro Takemon[2], Yuko Ishida[3] （1. Kumamoto University, 2. Kyoto University, 3. Setsunan University）
8:45 AM - 9:00 AM

[14001-04-03] Linear stability analysis of river meanders taking account of a physical process of bank erosion (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Tomoya TERAKADO[2,1], Norihiro IZUMI[1] （1. Hokkaido University, 2. TEPCO Renewable Power, Inc.）
9:00 AM - 9:15 AM

[14001-04-04] Measurement of flow and sediment velocity distribution through fixed bed with difference surface-roughness (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Atsuko MIZOGUCHI[1,2] （1. Meijo University, 2. Tohoku University）
9:15 AM - 9:30 AM

A

Regular Session | General Session（1． Mathematical analysis for mechanics problem: forward- and inverse-modeling in civil engineering）

1.Mathematical analysis for mechanics problem: forward- and inverse-modeling in civil engineering

座長:西尾 真由子(筑波大学)
10:10 AM - 11:25 AM A (6号館 4階 6410室)

[11006-10-01] Influence of movement of an object shadow on distribution of rail neutral temperature (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Yuzuko Takagi[1], Kazuhisa Abe[1], Kazuhiro Koro[1] （1. Niigata University）
10:10 AM - 10:25 AM

[11006-10-02] A Beam Theory Considering Cross-Sectional Defromation Due to Torsion Applicable to Arbitrary Cross-Sections(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Yohei Suda[1], Isao Saiki[2] （1. Ministry of Land, Infrastructure, Transport and Tourism, 2. Tohoku University）
10:25 AM - 10:40 AM

[11006-10-03] Experimental Study on Mechanical Similarity of Chain Link Wire Netting Subjected to Out-of-Plane Directional Loading (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Ryosuke Teshima[2,1], Masuhiro Beppu[2], Hiroyoshi Ichino[2] （1. Vertex Co., Ltd., 2. National Defense Academy）
10:40 AM - 10:55 AM

[11006-10-04] Study on the stepping effect of the foundation from viewpoints of energy (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Kohei Kubota[1], Norihiko Yamashita[2], Kojiro Miyawaki[3] （1. Graduate School of Osaka Sangyo University, 2. Osaka Sangyo University, 3. Former Osaka Prefecture College of Technology）
10:55 AM - 11:10 AM

[11006-10-05] on a new non-gaussian phenomenon in the civil engineering fields (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Tadanobu SATO[1] （1. Kyoto University）
11:10 AM - 11:25 AM

B

Regular Session | General Session (2.Computational Mechanics)

2.Computational Mechanics

座長:西藤 潤(京都大学)
10:10 AM - 11:40 AM B (6号館 4階 6418室)

[12007-12-01] Dynamic fracture simulation method combining a gradient damage model and a finite cover method (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Daigo Hirayama[1], Jike Han[1], Shuji Moriguchi[1], Kenjiro Terada[1] （1. Tohoku University）
10:10 AM - 10:25 AM

[12007-12-02] Limit equilibrium theory-based wide-area slope stability analysis using real terrain data(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Yumi Nakamura[1], Daichi Sugo[1], Kenta Tozato[1], Reika Nomura[1], Shuji Moriguchi[1], Kenjiro Terada[1] （1. Tohoku University）

©Applied Mechanics Committee, JSCE

10:25 AM - 10:40 AM

[12007-12-03] Implicit SPH with non-Newtonian rheology model for effective slope failure prediction(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Shodai Okano[1], Daniel Morikawa[2], Haruki Osaki[1], Mitsuteru Asai[1] （1. Kyushu University, 2. Japan Agency for Marine-Earth Science and Technology）

10:40 AM - 10:55 AM

[12007-12-04] Reflection and transmission analysis of guided waves at a water pipe joint using a hybrid finite element method (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

Taisei Matsuo[1], *Taizo Maruyama[1], Kazuyuki Nakahata[1] （1. Ehime University）

10:55 AM - 11:10 AM

[12007-12-05] Topology Optimization for Maximization of Nonlinear Buckling Load Factor with Stress and Stiffness Constraints (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Keisuke Imoto[1], Hiroya Hoshiba[1], Koji Nishiguchi[1], Hisao Uozumi[2], Junji Kato[1] （1. Nagoya University, 2. Honda R&D）

11:10 AM - 11:25 AM

[12007-12-06] Implicit Eulerian fluid-structure interaction method using Reference map technique (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Keito Kondo[1], Koji Nishiguchi[1], Hiroya Hoshiba[1], Junji Kato[1] （1. Nagoya University Graduate School of Engineering）

11:25 AM - 11:40 AM

C

Regular Session | General Session (3.Mechanics of materials and complex phenomena)

第３部門③

座長:廣畑 幹人(大阪大学)

10:10 AM - 11:40 AM C (6号館 4階 6426室)

[13007-12-01] Applicability of X-ray CT for Measuring Shear Deformation near Corroded Steel Bar in Mortar (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Koushiro Maekawa[3], Shintaro Kikuchi[1], Takayuki Fumoto[1], Yuta Yamada[2] （1. Kindai University, 2. Nihon University, 3. Takadakiko Co., Ltd.）

10:10 AM - 10:25 AM

[13007-12-02] Quantitative Evaluation of Degradation for Corroded Steel Sheet Pile by HSV Image Characteristics(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*norihiro otaka[1], Taiki Hagiwara[2], Tetsuya Suzuki[2], Takeo Harada[1], Yuji Fujimoto[1] （1. NIPPON STEEL METAL PRODUCTS.,LTD., 2. Niigata University）

10:25 AM - 10:40 AM

[13007-12-03] Elasto-plastic Fatigue Crack Propagation Analysis Considering Crack Surface Corrosion Effect (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*HOMARE SHIBATA[1], KEISUKE SATOH[2], RICCARDO FINCATO[3], SEIICHIRO TSUTSUMI[3] （1. Sumitomo Heavy Industries, Ltd.・Osaka University, 2. Sumitomo Heavy Industries, Ltd., 3. Osaka University）

10:40 AM - 10:55 AM

[13007-12-04] Automatic assessment system of geometrical quality and fatigue performance of weld joint (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

Seiichiro Tsutsumi[1], *Taiki Ogawa[1] （1. Osaka University）

10:55 AM - 11:10 AM

[13007-12-05] Perturbation Buckling Simulations for Elastic Sheet with Contacts (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Kazumi Matsui[1], Hiroaki Sugiyama[1], Takahiro Yamada[1] （1. Yokohama National University）

11:10 AM - 11:25 AM

[13007-12-06] Non-Destructive and Non-Contact Identification of Deformation in Pipeline using 3D Image Analysis with Un-Steady Flow Conditions (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Tetsuya Suzuki Suzuki[1], Taiki Hagiwara[2],

©Applied Mechanics Committee, JSCE

Tomohiro Kitanohara[3], Jun Honma[3] （1. Niigata University, Faculty of Agriculture, 2. Niigata University, Graduate School of Science and Technology, 3. Obayashi Road Corporation）
11:25 AM - 11:40 AM

D

Regular Session | General Session (4.Fluid mechanics)

第４部門②

Chair:Atsuko Mizoguchi
10:10 AM - 11:25 AM D (6号館 3階 6309室)

[14005-09-01] Dam Break Flow through Rigid-Emergent Vegetation (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Adel Ahmed Mahmoud[1], Tatsuhiko UCHIDA[1], Daisuke KOBAYASHI[1] （1. Hiroshima University）
10:10 AM - 10:25 AM

[14005-09-02] Validation of the numerical simulation method for bores propagating through a permeable resistance in open channel (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Daisuke Kobayashi[1], Tatsuhiko Uchida[1] （1. Hiroshima university Graduate School of Advanced Science and Engineering）
10:25 AM - 10:40 AM

[14005-09-03] Applications of 3D Numerical Model Considering Surface and Seepage Flows in Generalized Curvilinear Coordinate System (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Qiyun Pang[1], Shinichiro Onda[1] （1. Kyoto University）
10:40 AM - 10:55 AM

[14005-09-04] Free Surface Analysis by a VOF Method using Hierarchical Cartesian Grids (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Hideto YOSHIMURA[1], Ichiro FUJITA[2] （1. Gifu University, 2. Construction Engineering Research Institute）
10:55 AM - 11:10 AM

[14005-09-05] Validation of Estimating Method for Spilled Water Amount From a Rectangular Tank Based on Numerical Simulations of Seismically-induced Sloshing Flow (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)
*Yukihiro Toyoda[1] （1. Central Research Institute of Electric Power Industry）
11:10 AM - 11:25 AM

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 Kitada[1], Ichiro Dote[1], Takahiro Kurokawa[1], Toshio Matsumura[2], Masaaki Nakamura[2], Junji Kato[3] （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 Kanno[1] （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 Tsuji[1], Yusuke Saeki[1], Mitsuteru Asai[1] （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

©Applied Mechanics Committee, JSCE

Symposium on Applied Mechanics)
*Kasumi Morita[1], Masashi Mouri[1], Riccardo Fincato[2], Seiichiro Tsutsumi[2] （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 Aono[1], Tetsuo Okuno[1] （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㈱)
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 YANG[1], Kenta SHIBATA[1], Riku TASHIRO[1], Toshiro KUMAKURA[1], Tokuzo HOSOYAMADA[1], Minjiao LU[1] （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 Sato[1], Hara Akira[1], Shimura Tomoyuki[1] （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 Kitahara[1], Takeshi Kitahara[2], Michael Beer[3] （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 Tanaka[1], *Mao Kurumatani[1] （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 Hanyu[1], Mao kurumatani[1] （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 Watanabe[1], Kohya Iijima[1], Ryoji Yamakawa[1], Mao Kurumatani[1] （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 Sato[1], Mayuko Nishio[2] （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 Fukutani[1], Hidefumi Yukawa[1], Chikako Natsumeda[1], Kazumi Matsui[1], Kazuyuki Kurata[2], Takahiro Miura[3], Arata Tsuzuki[4], Takeki Yamamoto[5], Hirofumi Sugiyama[6], Dai Watanabe[7], Xuelong Lyu[1], Takahiro Yamada[1]

©Applied Mechanics Committee, JSCE

（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

F

Event | 全体イベント

ランチョンセミナー

11:50 AM - 12:30 PM F (5号館 5階 5534室)

[1F-1150-abb] ランチョンセミナー
11:50 AM - 12:30 PM

E

Event | 全体イベント

特別講演

12:40 PM - 2:20 PM E (5号館 5階 5533室)

Event | 全体イベント

表彰式

2:30 PM - 3:20 PM E (5号館 5階 5533室)

©Applied Mechanics Committee, JSCE

Regular Session | General Session (1．Mathematical analysis for mechanics problem: forward- and inverse-modeling in civil engineering)

第1部門①

座長:斉木 功(東北大学)

Sat. May 27, 2023 8:30 AM - 9:45 AM A (6号館 4階 6410室)

[11001-05-01] Determination of cracks using LASSO for QNDE with topological derivertives (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

Tomoki Yoshioka[1], *Hitoshi Yoshikawa[1] (1. Kyoto University)

8:30 AM - 8:45 AM

[11001-05-02] A problem of causality during the interaction of point-like scatterers: (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Terumi Touhei[1], Kaito Maruyama[2] (1. Tokyo University of Science, 2. JR central consultants company)

8:45 AM - 9:00 AM

[11001-05-03] Construction of real-time structural vibration analysis using PINN (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Toko Okuda[1], Mayuko Nishio[1] (1. University of Tsukuba)

9:00 AM - 9:15 AM

[11001-05-04] Data-driven seismic response analysis based on dynamic mode decomposition with time-delay embedding (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Akihiro Shioi[1,2], Yu Otake[1], Ikumasa Yoshida[3], Shogo Muramatsu[4] (1. Tohoku University, 2. KOZO KEIKAKU ENGINEERING Inc., 3. Tokyo City University, 4. Niigata University)

9:15 AM - 9:30 AM

[11001-05-05] Data assimilation by Phase Velocity of Rayleigh wave (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Yuxiang REN[1], Shinichi Nishimura[1], Toshifumi Shibata[1], Takayuki Shuku[1] (1. Okayama University)

9:30 AM - 9:45 AM

©Applied Mechanics Committee, JSCE

トポロジー導関数を用いた定量的非破壊評価のための LASSO によるクラック決定（シンポジウム講演概要）

Determination of cracks using LASSO for QNDE with topological derivertives (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

吉岡　朋紀（京都大・工）　吉川　仁（京都大・情報）
Tomoki YOSHIOKA, Kyoto University
Hitoshi YOSHIKAWA, Kyoto University
E-mail: yoshikawa.hitoshi.5u@kyoto-u.ac.jp

In a non-destructive estimate using topological derivatives, candidate cracks are found from the distribution of the toological derivatives. A determination of correct cracks from the candidate cracks using LASSO is considered in the paper. We compute the coefficient matrix using BEM for 2D Laplace crack problems in two ways and determine the correct cracks solving the algebraic equation for the sparse vector.

1. はじめに

本研究では、２次元散乱波動場でのトポロジー導関数を用いた定量的非破壊評価への応用を意識し、圧縮センシングの代表的な手法である LASSO(L1 最適化手法)[1)–3)] を用いて、2 次元無限領域に存在するクラックの位置を決定する問題を考える。服部・吉川の先行研究[4)] では、トポロジー導関数の分布を用いて向きや長さが決定されたクラックの候補を選び出し、候補クラックの配置ごとに目的汎函数を計算し、目的汎函数の値が最小となる候補クラックの組み合わせをクラック配置として決定する逆解析を行っている。しかし、候補クラックの数が多い場合には、目的汎函数の計算に多くの計算量を要するという課題が存在している。そこで本研究では、先行研究におけるトポロジー導関数の分布から推定される候補クラックから LASSO を用いて正解のクラックの決定を試みる。

2. LASSO を用いたクラック決定

2.1. スパースモデリングによるクラック決定

Fig. 1 のような N 本のクラック $S_j,\ j = 1, \cdots, N$ を持つ２次元無限領域 $\mathbb{R}^2$ におけるポテンシャル u についての次の境界値問題を考える。

$$\Delta u = 0\ ,\ \boldsymbol{x} \in \mathbb{R}^2 \setminus S \tag{1}$$

$$\frac{\partial u}{\partial \boldsymbol{n}}(\boldsymbol{x}) = 0\ ,\ \boldsymbol{x} \in S \tag{2}$$

$$\phi(\boldsymbol{x}) = 0\ ,\ \boldsymbol{x} \in \partial S \tag{3}$$

$$u(\boldsymbol{x}) \to u^{\infty}(\boldsymbol{x})\ \text{ as }\ |\boldsymbol{x}| \to \infty \tag{4}$$

ここに、$S = S_1 \cup S_2 \cup \cdots \cup S_N$ で、$\boldsymbol{n}$ はクラックの単位法線ベクトル、ϕ はクラックの開口変位で $\phi = u^+ - u^-$、$u^{\pm}$ はクラックの法線が向いている (向いていない) 方向のポテンシャル u のクラックへの法線方向の極限である。また、u^{∞} は遠方でのポテンシャルで既知関数である。このとき、クラックの開口変位と問題の解は次の積分方程式 (5), (6) で得られる[5)]。

$$\frac{\partial u^{\infty}(\boldsymbol{x})}{\partial \boldsymbol{n}_{\boldsymbol{x}}} = -\text{p.f.} \sum_{j=1}^{N} \int_{S_j} \frac{\partial^2 G}{\partial \boldsymbol{n}_{\boldsymbol{x}} \partial \boldsymbol{n}_{\boldsymbol{y}}}(\boldsymbol{x}, \boldsymbol{y}) \phi(\boldsymbol{y})\, dS_y\ ,\ \boldsymbol{x} \in S \tag{5}$$

$$u(\boldsymbol{x}) = u^{\infty}(\boldsymbol{x}) + \sum_{j=1}^{N} \int_{S_j} \frac{\partial G}{\partial \boldsymbol{n}_{\boldsymbol{y}}}(\boldsymbol{x}, \boldsymbol{y}) \phi(\boldsymbol{y})\, dS_y\ ,\ \boldsymbol{x} \in \mathbb{R}^2 \setminus S \tag{6}$$

ここに、p.f. は発散積分の有限部分、G は２次元ラプラス方程式の基本解であり、

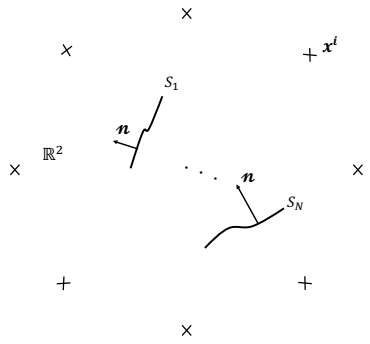


Fig. 1　Crack problem for 2D Laplace eq.

$$G(\boldsymbol{x}, \boldsymbol{y}) = -\frac{1}{2\pi} \log|\boldsymbol{x} - \boldsymbol{y}| \tag{7}$$

である。

Fig. 1 の N 本のクラックを、先行研究[4)] においてトポロジー導関数の分布から得られる候補クラックであるとする。正解のクラックの本数を $K(< N)$ として、領域 $\mathbb{R}^2 \setminus S$ 内の $M > N$ となる M 個の観測点 $\boldsymbol{x^i},\ i = 1, 2, \cdots, M$ で計測されたポテンシャル $u^{\text{mes}}(\boldsymbol{x^i})$ より、正解の K 個のクラックを決定する問題を考える。具体的には次の代数方程式を K-スパースなベクトル $\boldsymbol{\xi}$ について解く。

$$A\boldsymbol{\xi} = \boldsymbol{b} \tag{8}$$

$$\{A\}_{ij} := \int_{S_j} \frac{\partial G}{\partial \boldsymbol{n}_{\boldsymbol{y}}}(\boldsymbol{x^i}, \boldsymbol{y}) \phi(\boldsymbol{y})\, dS_y \tag{9}$$

$$\{\boldsymbol{b}\}_i := u^{\text{mes}}(\boldsymbol{x}^i) - u^{\infty}(\boldsymbol{x}^i) \tag{10}$$

2.2. 係数の選定

代数方程式 (8) において、候補クラックの開口変位 $\phi(\boldsymbol{y}),\ \boldsymbol{y} \in S_j,\ j = 1, 2, \cdots, N$ を求めることができず、係数 $\{A\}_{ij}$ を一意に決めることはできない。実際、正解でない候補クラックは存在しておらず、そのクラックに対応する開口変位など存在しない。そこで本研究では、次の２つのケースを考えて係数行列 $\{A\}_{ij}$ を決定し、正解クラックを決める逆解析を行う。

(ケース 1)
領域 $\mathbb{R}^2$ に N 本の全ての候補クラックが存在してい

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

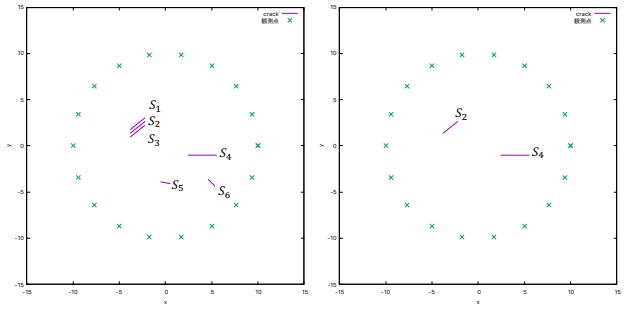


Fig. 2　候補クラック (左) と正解のクラック (右)

ると仮定し、式 (5) より各候補クラックの開口変位 $\phi(\boldsymbol{y})$, $\boldsymbol{y} \in S_j$, $j = 1, 2, \cdots, N$ を求め、その値を用いて係数行列 $\{A\}_{ij}$ を求める。このように求めた係数行列を A_{all} と呼ぶ。

(ケース 2)
領域 $\mathbb{R}^2$ に j 番目の候補クラックが 1 つだけ存在していると仮定し、境界積分方程式

$$\frac{\partial u^{\infty}(\boldsymbol{x})}{\partial \boldsymbol{n}_{\boldsymbol{x}}} = -\text{p.f.} \int_{S_j} \frac{\partial^2 G}{\partial \boldsymbol{n}_{\boldsymbol{x}} \partial \boldsymbol{n}_{\boldsymbol{y}}}(\boldsymbol{x}, \boldsymbol{y}) \phi(\boldsymbol{y})\, dS_y\,, \quad \boldsymbol{x} \in S \tag{11}$$

より、開口変位 $\phi(\boldsymbol{y})$, $\boldsymbol{y} \in S_j$, $j = 1, 2, \cdots, N$ をそれぞれ求め、その値を用いて係数行列 $\{A\}_{ij}$ を求める。以下、このように求めた係数行列を A_{one} と呼ぶ。

2.3.　LASSO を用いたクラック決定

座標勾配法を用いて、$\underset{\boldsymbol{\xi}}{\text{argmin}}\ \frac{1}{2}|\text{A}\boldsymbol{\xi} - \boldsymbol{b}|_2{}^2 + \lambda\|\boldsymbol{\xi}\|_1$ となる最適なベクトル $\boldsymbol{\xi}^{\text{opt}}$ を計算する。なお、$|\cdot|_2$ は L_2 ノルム、$\|\cdot\|_1$ は L_1 ノルム、λ はパラメータである。

3.　数値解析例

向きと長さが既知の 6 本の直線の候補クラック $S_1, S_2, S_3, S_4, S_5, S_6 (N = 6)$ を考える。候補クラックの中心の座標とクラック長と傾きは Table 1 の通りとする。S_1, S_2, S_3 は近い位置に存在する同じ向きと長さをもつ候補クラックである。この候補クラックのうち、S_2 と S_4 を正解のクラックとする。正解のクラックを未知として、LASSO により正解のクラックの決定を試みる。なお、半径が 10 の円周上等間隔に $M = 18$ 点の観測点 $\boldsymbol{x}^{\boldsymbol{i}}$ を配置する。$u^{\infty}(\boldsymbol{x}) = x_2$ とし、座標勾配法で用いたパラメータ λ の値は 10^{-12} とした。

Table 1　候補クラックの中心座標とクラック長と傾き

候補クラック	中心座標	クラック長	傾き
S_1	(-3.0,2.4)	2.0	0.8
S_2	(-3.0,2.0)	2.0	0.8
S_3	(-3.0,1.6)	2.0	0.8
S_4	(4.0,-1.0)	3.0	0.0
S_5	(0.0,-4.0)	1.0	-0.2
S_6	(5.0,-4.0)	1.0	-1.0

2 つの係数行列 $A_{\text{one}}, A_{\text{all}}$ を用いてクラック決定を行った際の、各ベクトルの遷移は以下の Table 2, 3 のようになった。A_{all} を用いた場合は ξ_2 成分が 1 回目の最適化計算の段階から、ξ_1,ξ_3 よりも小さな値となっている。正解であるはずの候補クラック S_2 が 3 回目の最適化計算段階で棄却されてしまい、正しく正解のクラックを推定できていない結果となってしまった。一方で、A_{one} の場合は平行な 3 つの候補クラックである S_1, S_2, S_3 の中で、S_1 をはじめに棄却できたために正しくクラックの位置を決定できた。

Table 2　A_{all} を用いたクラック決定

	1 回目	2 回目	3 回目	4 回目	5 回目
ξ_1	0.4751	0.4602	0.4711	0.4710	———
ξ_2	0.4422	0.4444	0.4465	———	———
ξ_3	0.6028	0.6012	0.6002	0.7731	0.6851
ξ_4	1.6524	1.6513	1.6520	1.3460	0.9924
ξ_5	-0.0962	———	———	———	———
ξ_6	-0.0368	-0.0660	———	———	———

Table 3　A_{one} を用いたクラック決定

	1 回目	2 回目	3 回目	4 回目	5 回目
ξ_1	0.2287	0.2177	0.2212	———	———
ξ_2	0.2682	0.2707	0.2713	0.7982	0.9723
ξ_3	0.4746	0.4731	0.4729	0.1191	———
ξ_4	0.5312	0.5310	0.5310	0.5307	0.5313
ξ_5	-0.1104	———	———	———	———
ξ_6	0.0004	-0.0465	———	———	———

4.　結論

本研究では、LASSO を用いて 2 次元無限領域に存在するクラックの決定解析を行った。向きがバラバラで候補クラックがある程度離れた位置にある場合や候補クラックの向きが酷似し間隔が近い場合のいずれにおいても、候補クラックが 1 つずつ存在していると仮定して影響係数を求めることでクラックの位置を決定することができた。一方で、候補クラックが全て存在していると仮定して影響係数を求める場合、候補クラックの向きが酷似し間隔が近い場合は正解クラックの決定は困難であった。本研究ではラプラス方程式において正解のクラックを決定する問題を考えたが、先行研究[4] では 2 次元散乱波動場で正解のクラックの推定を行っており、本研究のクラック決定手法が 2 次元散乱波動場においても同様に決定可能であるかどうか、さらにその精度を検討することも今後の課題である。

参考文献

1) R.Tibshirani, Regression shrinkage and selection via the LASSO, *J. R. Statist. Soc. Ser. B*, Vol.58, No.1, pp.267-288, 1996.
2) 永原正章, LASSO のための凸最適化ー近接勾配法による高速アルゴリズム, システム/情報/制御, Vol.61, pp.20-28, 2017.
3) 田中利幸, 圧縮センシングの数理, *IEICE Fundmentals Review*, Vol.4, No.1, pp.39-47, 2010.
4) 服部潤也, 吉川仁, 2 次元散乱波動場におけるトポロジー導関数を用いた様々なクラックの決定解析, 応用力学論文集 (特集号), 20, pp.255-262, 2017.
5) 小林昭一 他: 波動解析と境界要素法, 京都大学学術出版会, 2000.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

点散乱源の相互作用における因果性の問題の考察 (シンポジウム講演概要)

A problem of causality during the interaction of point-like scatterers (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

東平光生（東京理科大学）　丸山海航（JR 東海コンサルタンツ）
Terumi Touhei, Tokyo University of Science
Kaito Maruyama, JR central consultants company
E-mail: ttouhei@rs.tus.ac.jp

It is known that the Foldy interaction model for point-like scatterers is very popular during this decade of research history. This paper deals with a problem of causality during interaction of point-like scatteres by means of the Foldy model. We investigate the distribution of eigenvalues of the operator of the scattering model on the complex frequency plane. We show that all of the eigenvalues are simple and present whole of the complex plane even on a lower half-plane. We show that the eigenvalues on a lower half-plane disturbs the causality of the scattered wave field.

1. はじめに

波動場の波長の空間スケールに比べ，散乱源の空間スケールが非常に小さい場合，散乱源は Dirac のデルタ関数を用いた点散乱源として数学モデルが構築される．歴史的にはこの散乱源のモデルは 1930 年代から Fermi の擬似ポテンシャル (pseudo potential) として原子核物理で用いられてきている[1)]．Foldy は，点散乱源の分布の統計的な扱いを出発点として，点散乱源の相互作用における発散の問題を回避する手法を 1945 年に発表している．[2)] さらに，それから 50 年以上のちに，Hu and Sini は作用素論に基づく繰り込み理論によって，Foldy の相互作用モデルの正当化する試み[3)] もなされ現在に至っている．Foldy が論じているように，点散乱源の相互作用の問題は，核物理だけでなく，古典的な連続体力学においても，たとえば，花崗岩中の結晶による音波の散乱，水蒸気による光の散乱など，応用力学の場においても活躍の場が期待できる．

本研究では，Foldy モデルによる点散乱源の相互作用が，時間域での散乱波動にどのような影響を与えるかの考察を，Foldy モデルに付随して現れる方程式の固有値分布に着目し, Foldy モデルによる波動応答は，因果性を乱す成分を含んでいることを示す.

2. 場の基礎方程式ならびに Foldy による点散乱源の相互作用モデル

基礎方程式として次のスカラー場の波動方程式を扱う．

$$\left(\mu\nabla^2 - \rho(\boldsymbol{x})\frac{\partial^2}{\partial t^2}\right)u(\boldsymbol{x},t) = 0, \quad \left((\boldsymbol{x},t) \in \mathbb{R}^3 \times \mathbb{R}\right) \tag{1}$$

ここに，μ はせん断弾性係数，∇^2 はラプラシアン，ρ は質量密度，$\boldsymbol{x}$ は空間座標，u は変位場，$\boldsymbol{x}$ は空間座標, t は時間である．点散乱源の存在によって，質量密度は空間座標の関数である．波動場の質量密度は N 個の点散乱源で，次式のように表されると仮定する．

$$\rho(\boldsymbol{x}) = \rho_0 + \sum_{\alpha=1}^{N} \rho_\alpha \delta(\boldsymbol{x} - \boldsymbol{y}_\alpha) \tag{2}$$

ここに，ρ_0 はバックグラウンドの波動場の質量密度，ρ_α は点散乱源の散乱強度，$\boldsymbol{y}_\alpha$ は点散乱源の位置ベクトル，$\delta(\cdot)$ は Dirac のデルタ関数，点散乱源の記述に用いた添え字の α は点散乱源の識別に用いるパラメータである．Foldy[2)] に基づき，基礎方程式として次式を用いる．

$$\left(\mu\nabla^2 + \rho(\boldsymbol{x})\omega^2\right)\hat{u}(\boldsymbol{x}) = 0, \quad \left(\boldsymbol{x} \in \mathbb{R}^3\right) \tag{3}$$

ここで変位場の表記に用いた $\hat{}$ は関数が周波数域にあることを示す.

式 (3) の解を Green 関数で表現すると，次式となる．

$$\hat{u}(\boldsymbol{x}) = \sum_{\alpha=1}^{N} \rho_\alpha \omega^2 \hat{g}(\boldsymbol{x},\boldsymbol{y}_\alpha)\hat{u}(\boldsymbol{y}_\alpha) + \hat{u}^{(I)}(\boldsymbol{x}), \quad (\boldsymbol{x} \in \mathbb{R}^3 \setminus \bigcup_{\alpha=1}^{N} \boldsymbol{y}_\alpha) \tag{4}$$

ここに，$\hat{u}^{(I)}$ は入射波，$\hat{g}$ は Green 関数で次式で表される．

$$\hat{g}(\boldsymbol{x},\boldsymbol{y}) = \frac{1}{4\pi\mu|\boldsymbol{x}-\boldsymbol{y}|}\exp(-ik|\boldsymbol{x}-\boldsymbol{y}|) \tag{5}$$

ただし，k はバックグラウンドの媒質の波数で

$$k = \omega/c, \ (c = \sqrt{\mu/\rho_0}) \tag{6}$$

である．また c は波動伝播速度である．

式 (4) を用いて，波動場を決定するためには散乱源位置での $\hat{u}(\boldsymbol{y}_\alpha)$ を知る必要がある．そのために $\boldsymbol{x} \to \boldsymbol{y}_\alpha$ の極限移行によって，相互作用方程式を構成する．この極限移行のプロセスで Green 関数の特異性から，発散の困難が生じることになる．Foldy は点散乱源は自分自身とは相互作用を行わないとして発散を回避する．このとき，相互作用方程式は次式となる．

$$\sum_{\alpha=1}^{N} A_{\beta\alpha}\hat{u}(\boldsymbol{y}_\alpha) = \hat{u}^{(I)}(\boldsymbol{y}_\beta), \quad (\beta = 1,\ldots,N) \tag{7}$$

ここに，$A_{\beta\alpha}$ は相互作用方程式の係数行列で

$$A_{\beta\alpha} = \begin{cases} 1 & (\alpha = \beta) \\ -\rho_\alpha\omega^2\hat{g}(\boldsymbol{y}_\beta,\boldsymbol{y}_\alpha) & (\alpha \neq \beta) \end{cases} \tag{8}$$

となる．以下では，相互作用方程式を用いて波動場を決定し，Fourier 逆変換で時刻歴応答を構成する．そして係数行列の固有値分布から，その時刻歴応答を考察する．なお，時刻歴応答の考察においては，時間域の Green 関数が次式

$$g(\boldsymbol{x},\boldsymbol{y},t) = \frac{1}{4\pi\mu}\delta\left(t - \frac{|\boldsymbol{x}-\boldsymbol{y}|}{c}\right) \tag{9}$$

であることを用いる．

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

3. 数値計算例

解析モデルを Fig. 1 に示す．簡単のため，ここでは点散乱源の数を 2 とする．図中の赤のドットは振源の位置で原点に置く．また，青のドットは点散乱源の位置とする．簡単のため，点散乱源の数は 2 とし，図に示すように scatterer 1 と scatterer 2 として識別する．波動場は $\mu = 4$ GPa, c =1.41 km/s, 点散乱源の強度を 0.1 mg とする．この条件の下で，点散乱源 1 に入射波が到達する時間は 1 μs, 点散乱源 2 に入射波が到達し，そこで生じた散乱波が散乱源 1 に到達する時間は 4 μ s となる．Fig. 1 では点散乱源間の距離を波動の到達時間で表現している．

振源においては外力として，次の時刻歴波形を与える．

$$f(t) = \exp(-at^2),\ (a = 150[\mu s^{-2}]) \tag{10}$$

この時，Green 関数との合成積によって，時間域での入射波動場は次式となる．

$$u^{(I)}(\boldsymbol{x}, t) = \frac{1}{4\pi\mu|\boldsymbol{x}|}\exp\left(-a(t - |\boldsymbol{x}|/c)^2\right) \tag{11}$$

また，周波数域での入射波動場は

$$\hat{u}^{(I)}(\boldsymbol{x}, t) = \frac{1}{4\pi\mu|\boldsymbol{x}|}\sqrt{\frac{\pi}{a}}\exp\left(-\frac{\omega^2}{4a} - i\omega\frac{|\boldsymbol{x}|}{c}\right) \tag{12}$$

となる．

Fig. 2 は相互作用方程式の係数行列の行列式がゼロとなる，複素平面上での点，すなわち

$$\det A_{\beta\alpha}(\omega) = 0 \tag{13}$$

を満たす ω(すなわち，固有値）をプロットしたものである．固有値の探索は Newton 法をベースとして，Newton 法で必要となる導関数の計算は Goursat の定理で周回積分で行った．また，固有値は複素上半平面のみならず，下半平面にも存在することが認められる．固有値は虚数軸に対称に分布する．二つの散乱源の強度が等しい場合には，この事実は数学的に証明可能である．

Fig. 3 は，散乱源 1 における時刻歴応答である．時刻歴応答は周波数応答を FFT で逆変換した結果と Fig. 2 の固有値を用いて留数定理から計算した結果を比較している．入射波到達前後の微小な振動も含め良好に一致している．Fig.3 の Time window では，scatterer 2 からの波動は到達しないはずである．また，式 (11) から入射波到達前後での微小な振動も本来はあり得ないはずである．詳細な考察は紙面の都合上，割愛せざるを得ないものの，これらの微小振動は，下半平面の固有値をからの寄与であり，非因果的なシグナルと考えることが可能である．

4. 結論

本研究では，Foldy モデルに伴う，散乱波動場の考察を行った．波動場の固有値が複素周波数平面の下半平面に存在することで，非因果的な挙動が散乱波動場で認められたことになる．しかし，Foldy モデルそのものは，統計論的な議論の上で構築されており，この意味でも点散乱源の分布は確率論的に扱うことが正当であろう．こうした観点で点散乱源の相互作用や因果性の問題に踏み込む必要があると考えられる．

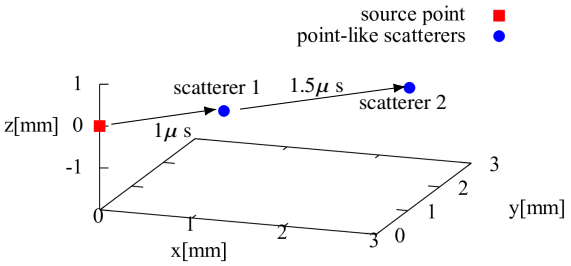


Fig. 1 Analyzed model

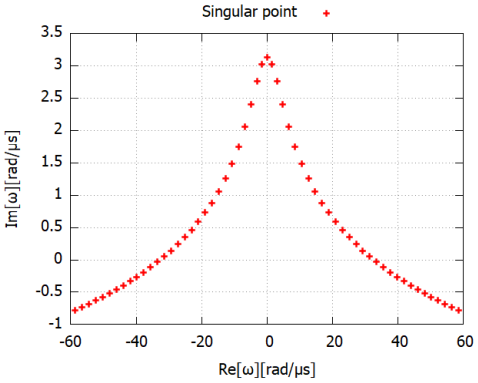


Fig. 2 Distribution of eigenvalues in the complex angular frequency plane

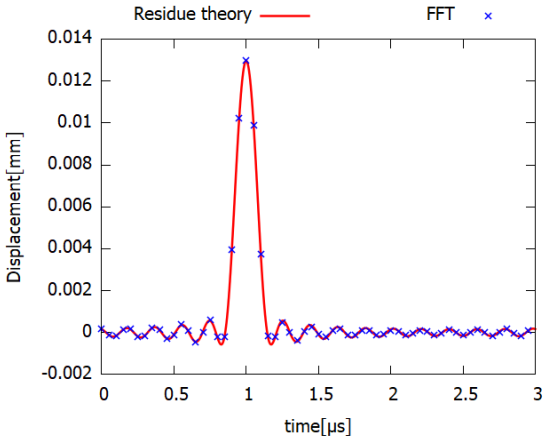


Fig. 3 Time history of response at the scatterer1

参考文献

1) Albeverio, S., Gesztesy,F., Høegh-Krohn,R. and Holden, H.:Solvable models in quantum mechanics, Springer-Verlag, (1988).
2) Foldy, L.L.: The Multiple Scattering of Waves I, General theory of isotropic scattering by Randomly distributed scatterers, *Physical Review*, 67, 107-119, (1945).
3) Hu, G. and Sini, M.: Elastic scattering by finitely many point-like obstacles, *Math. Phys.* 54, 042901, (2013).

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

PINN を用いたリアルタイム構造振動解析の構築（シンポジウム講演概要）

Construction of real-time structural vibration analysis using PINN (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

奥田　東子（筑波大・シス情）　　西尾　真由子（筑波大・シス情）
Toko OKUDA, University of Tsukuba
Mayuko NISHIO, University of Tsukuba
E-mail: s1911085@u.tsukuba.ac.jp

In this study, a real-time dynamic analysis of structural members was conducted using Physics-informed neural networks (PINN). Currently, many studies are working on making structural simulations interactive and real-time. However, the high computational cost of structural dynamic simulation limits its application. In this study, the Physics-informed neural networks (PINN) were used to conduct the real-time vibration analysis of a cantilever beam as a basic investigation. Prior to real-time simulation, a PINN model was constructed to solve the undamped free vibration problem of a cantilever beam. To improve the prediction accuracy of PINN, the number of automatic derivatives was reduced and weights were added to the loss function. Sequential learning and prediction for real-time simulation were then performed by PINN at fine time steps.

１．はじめに

近年，様々な分野においてリアルタイムでインタラクティブなシミュレーションの需要が高まってきている．このような技術はインフラ構造物運用においても有用で，シミュレーション結果を可視化することで構造物の挙動の感覚的な理解を促し，構造物の設計，維持，管理を効率化させる．しかし動的解析を要する構造物シミュレーションは計算コストが高く，その応用は限定的である．そこで本研究では，構造物の動的解析手法として Physics-informed neural networks(PINN)を検討する． PINN とは 2017 年に Raissi ら[1)2)]によって提案された， 損失関数に解析対象の物理法則を組み込んだニューラルネットワークで，計算コストやデータ取得の観点からデータ同化を伴う逆解析に有効とされている．本研究では基礎検討として，片持ち梁の非減衰自由振動を対象に PINN によるリアルタイム構造振動解析を行い， PINN のリアルタイムシミュレーションの解析手法としての適用性を明らかにする．

２．PINN 概要

PINN の構造を Fig.1 に示す．式(1)で記述される物理現象 $u(t,x), x \in \Omega,\ t \in [0,T]$を PINN によって予測する．境界条件は式(2)，正解データとして与えられる初期条件は式(3)で表される．Nは微分演算子，$\mathcal{B}$は境界演算子を表す．

$$u_t + N[u] = 0 \tag{1}$$

$$\mathcal{B}[u] = 0, \qquad x \in \partial\Omega \tag{2}$$

$$u(0,x) = h(x) \tag{3}$$

NN に (t,x) が入力され u を出力すると，uに対して自動微分が行われる．そこに領域内の任意の点(t,x)(コロケーションポイント)を代入することで微分方程式に対する損失関数が計算される．また境界や正解データに対応する領域の点を用いて，境界・初期条件や観測データの損失関数が計算される．損失関数は支配方程式や物理条件を満たすほど 0 に近づき，NN のパラメータを最適化していく．本研究では Python ライブラリの Tensorflow を用いて，5 層 20 ニューロン，最適化法は L-BFGS-B の PINN を構築した．

３．片持ち梁非減衰自由振動問題の求解

片持ち梁の非減衰自由振動のリアルタイム解析に先駆けて，PINN により片持ち梁非減衰自由振動問題の求解を行った．支配方程式は式(4)，境界条件は固定端と自由端で式(5)，式(6)である．ここで，初期条件$u(0,x)$と梁上の 3 点での観測データ$u(t,x)|_{x=0.2,0.5,0.8}$は既知データとして学習に用いた．このとき，コロケーションポイントは 10000 点，初期データ点は 1000 点，境界データ点は 4000 点，観測データ点は 3000 点とした．Eは梁のヤング率、Iは断面二次モーメント、ρは密度、Aは断面積、l は梁の長さを表す(Fig.2).

$$f(t,x) = EI\frac{\partial^4 u}{\partial x^4} + \rho A\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = 0 \tag{4}$$

$$u(t,0) = 0, \qquad \frac{\partial u(t,0)}{\partial x} = 0 \tag{5}$$

$$\frac{\partial^2 u(t,l)}{\partial x^2} = 0, \qquad \frac{\partial^3 u(t,l)}{\partial x^3} = 0 \tag{6}$$

以上の問題設定で，式(4)の解である変位$u(t,x)$を PINN による求めた結果が Fig.3 である．Fig.4(a)の厳密解と比較すると解空間の概形を捉えていない．

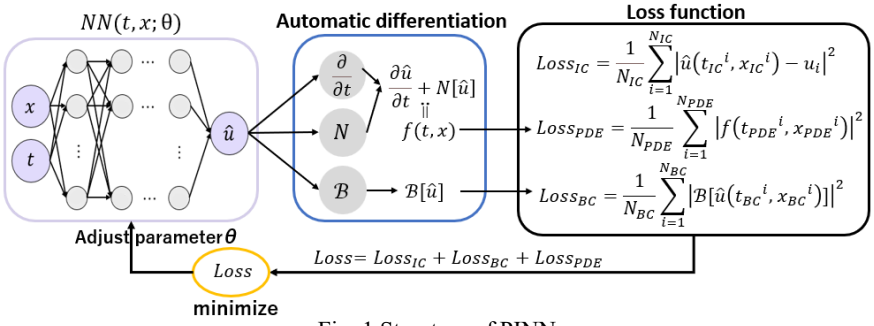


Fig. 1 Structure of PINN

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

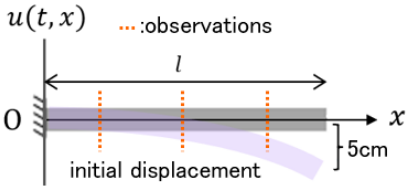


Fig. 2 A cantilever beam of problem setup

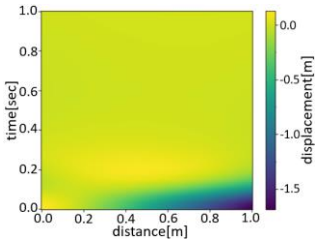
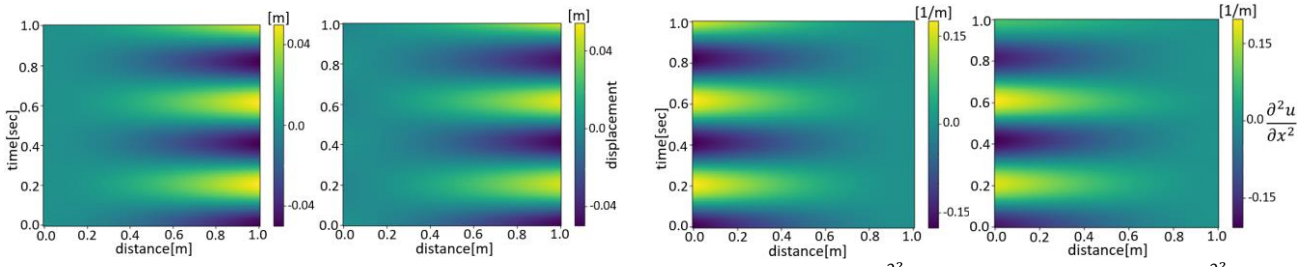


Fig. 3 PINN prediction of displacement $\boldsymbol{u}$



(a) Exact solution of u (b) PINN prediction of u (c) Exact solution of $\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}$ (d) PINN prediction of $\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}$

Fig. 4 Results of PINN analysis after reducing the number of automatic differentiation and assigning weights to loss function

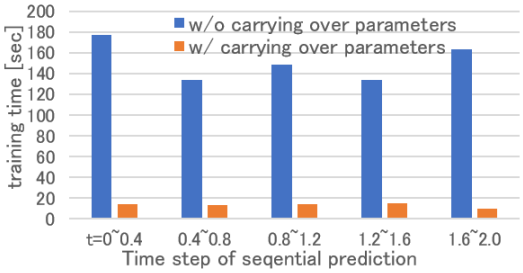
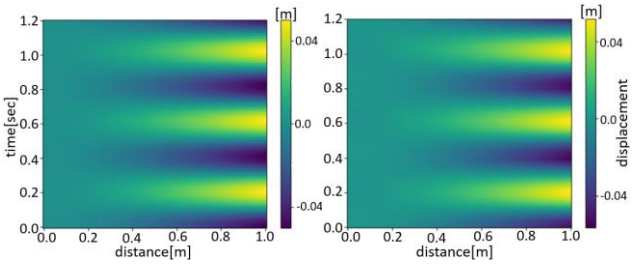


Fig. 5 Comparison of training time



(a) Exact solution (b) PINN sequential prediction

Fig. 6 Results of PINN sequential prediction of $\boldsymbol{u}$

そこで PINN の構造を工夫することで PINN の予測精度向上を図った．まず NN の出力を変位uとその空間二階微分$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}$の二つにすることで，PINN で行う自動微分の回数を減らし損失関数の煩雑さを低減させる．さらに式(7)に示すこの問題の損失関数において，$w_{IC}=1, w_{BC}=20, w_{ob}=20, w_{PDE}=1$の重みを付加することで予測精度を向上させた．

$$Loss = w_{IC} \times Loss_{IC} + w_{BC} \times Loss_{BC} + w_{ob} \times Loss_{ob} + w_{PDE} \times Loss_{PDE} \quad (7)$$

以上より再構築した PINN によるuと$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}$の予測結果を Fig.4(b), (d)に示す．再構築した PINN の変位予測における二乗平均平方根誤差は 0.22 から 0.00084 となった．

4．PINN のよるリアルタイム振動解析

ここでは，前節で構築した PINN を用い片持ち梁の非減衰自由振動のリアルタイム解析を試みた．細かいタイムステップΔtで PINN を逐次学習・予測させるが，各タイムステップの学習に用いる NN のパラメータの初期値に前ステップのパラメータを引き継ぐことで PINN の学習時間の短縮を図った．またΔtを片持ち梁の振動周期に近い値$0.4[sec]$とし，似たパラメータのセットを引き継がせることで学習時間の最小化を図った．次のタイムステップの予測のための学習をΔt内で行うことが出来れば，実現象と PINN での時間が共有，連動され，PINN によるリアルタイム解析が可能となる．Fig.5 に示すように，前述した学習方法の工夫を行った場合，行わなかった場合と比べて計算コストが大幅に低減した．さらに，$t=0\sim1.2[sec]$での PINN の逐次予測の結果を Fig.6 に示す．右側の厳密解と比較すると精度よく概形を捉えている．

5．結論

片持ちの梁非減衰自由振動問題の求解では，PINN での自動微分の回数を減らし，損失関数項に適切な重みを付与することで PINN の予測精度が向上した．PINN による片持ち梁の非減衰自由振動のリアルタイム解析では PINN の学習時間が$\Delta t = 0.4[sec]$を上回ったが，細かいタイムステップで学習を行い，各タイムステップでの PINN の初期重みを前ステップの PINN から引き継ぐことで，解析時間の大幅な短縮が可能であると示された．

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ある．

参考文献

1) M. Raissi, P. Perdikars and G. E. Karniadakis: Physics informed deep learning(part i):Data-driven solutions of nonlinear partial differential equations, arXiv preprint arXiv:1711, 10561, 2017.
2) M. Raissi, P. Perdikars and G. E. Karniadakis: Physics-informed neural networks: A deep learning framework for solving forward and inverse problems involving nonlinear partial differential equations. Journal of Computational physics, 378, pp.686-707, 2019.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

時間遅延埋め込み動的モード分解に基づくデータ駆動型地震応答解析（シンポジウム講演概要）

Data-driven seismic response analysis based on dynamic mode decomposition with time-delay embedding (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

塩井 瑛大（東北大学, 構造計画研究所*） 大竹 雄（東北大学） 吉田 郁政（東京都市大大学） 村松 正吾（新潟大学）
Akihiro SHIOI, Tohoku University (*Belonging from April 2023; KOZO KEIKAKU ENGINEERING Inc.)
Yu OTAKE, Tohoku University
Ikumasa YOSHIDA, Tokyo City University
Shogo MURAMATSU, Niigata University
E-mail: as7401sk@gmail.com

This study aims to develop a data-driven method for seismic response analysis based on the simultaneous analysis of seismic acceleration records in three directions at the ground surface and engineering bedrock. Seismic response analysis involves dealing with non-stationary earthquake input motion and the nonlinearity of geomaterials. To address these challenges, we propose a method that combines time-delay embedding and dynamic mode decomposition for time-series data observed in real space. The proposed method aims to construct a high-dimensional linear model that accurately represents the time evolution of seismic response. In this study, we apply the proposed method to field observations and demonstrate its effectiveness for extrapolation estimation by constructing a high-accuracy linear model replicating the seismic response.

１．はじめに

我が国では, K-net や KiK-net に代表される高密度地震計ネットワークに加え, 建物やガスメータ等のインフラ施設等に設置されている簡易計測器など, 極めて高密度な地震動観測記録網が整備されている. 著者らは,, これらの高密度地震動データの有効活用を目的として, データ駆動型の地震応答解析手法の開発を目指している. 具体的には, 多数の地表面地震動観測記録と対象地域を代表する工学的基盤もしくは露頭基盤の地震動観測記録を活用したデータ駆動型地震応答解析のサロゲイトモデル開発を志向する. この際, 地盤情報は一切利用せず, 観測地震動の応答関係のみを学習する点に特徴がある. 地震動観測記録に基づくデータ駆動型手法は, 直達波以外の表面波や反射波, 回折波のような地震応答の 3 次元効果も自動的に考慮される可能性があると考えている. 従来のモデル駆動アプローチでは不可能とされてきた空間規模の解析を高解像度で実現し, 地盤調査が実施されていない地点の地震動観測も有効に活用した広域的地震リスク評価やリアルタイム予測システムの構築に繋げることを目指している. このコンセプトに基づき, 著者らは, 動的モード分解 (Dynamic mode decomposition; DMD)の応用を検討してきた. DMD は, 現象の支配方程式を陽に必要とせず, 時系列データの時間発展に注目した特異値分解に基づくモード分解を行うことによって, 時間に依存しない空間固有モードと, それぞれのモードに対応する時間発展を指数関数で表現し, 各モードの減衰や周期的特徴, 系の安定性を数学的に記述する手法である. また, 対象物理を線形時不変システムで近似する方法とも解釈できるため, 上記のようなこのような解釈性の高さの反面, 解析対象データの定常性, 線形性を強く要求する手法でもある. 地震応答解析のような, 入力地震動の非定常性や地盤の材料非線形性が卓越する問題に適用するためには, これら 2 つの要求への対処が重要な課題となる. 本研究では, この課題に対して, 実空間で観測される時系列データに対して, 時間遅延埋め込みによる高次元化と動的モード分解による次元圧縮を融合した手法を展開し, 高次元空間において線形モデルによる時間発展表現を可能とする地震応答解析モデルの構築を試みる. なお, 本稿では, ある 1 地点の実観測記録を用いて, 再構成と外挿推定を行う. その上で, 時間遅延埋め込みによる状態量のデータ構造の変換が, データ駆動地震応答解析の高度化や工学的知見の獲得へ寄与するか考察を行う.

２．研究に用いる手法

Fig. 1 は, 提案手法の概要図を示している. Shioi et al. (2023) [1]と同様に, Dynamic Mode Decomposition with control (DMDc)により入力地震動の非定常性を考慮したデータ駆動解析モデルを構築する. この際, 時刻t_kにおけるn次元の状態量（ここでは観測された加速度の 3 方向成分）ベクトル$x_k \in \mathbb{R}^n$を下に示す Hankel 行列として高次元化する.

$$\mathbf{H} = \begin{bmatrix} x_1 & x_2 & \cdots & x_q \\ x_2 & x_3 & \cdots & x_{q+1} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ x_d & x_{d+1} & \cdots & x_m \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{d \times p}$$

ここで, $q = m - d + 1$であり, dは遅延埋め込み階数である. Hankel 行列$\mathbf{H}$に対して特異値分解$\mathbf{H} = \mathbf{U_H \Sigma_H V_H}$を施し, 状態量を高次元化した空間（これを遅延座標空間と呼称する）の中から支配的な低次元基底と低次元奇跡を求めることができる. $\mathbf{U_H}$は遅延座標空間の基底を形成し, $\mathbf{V_H}$は, $\mathbf{U_H}$の各行（固有モード）の時間発展モード, $\mathbf{\Sigma_H}$はその重みを表す. すなわち, 元の状態空空間における局所的ダイナミックスは$\mathbf{U_H}$により射影され, それらの時間発展は$\mathbf{\Sigma_H V_H}$によって記述される. 本研究では, $\mathbf{U_H}$を Delay 構造基底, $\mathbf{\Sigma_H V_H}$は改めて$\mathbf{W_H}$と記述し, Delay 空間要素波形と呼称する. 本研究では, 観測した低次元時系列データを Delay 構造基底$\mathbf{U_H}$によって高次元空間にリフトさせ, Delay 空間要素波形$\mathbf{W_H}$の時間発展に対して DMDc を適用する. これにより, 元の状態空間が遅延座標空間上に再定義され, 高次元化され, 高次元空間において DMDc による次元圧縮を行うことで主要な基底空間における時間発展を線形モデルによって表現可能になると考えられる. 本論文では, この手法を Time-delay DMDc (TD-DMDc)と呼称する.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

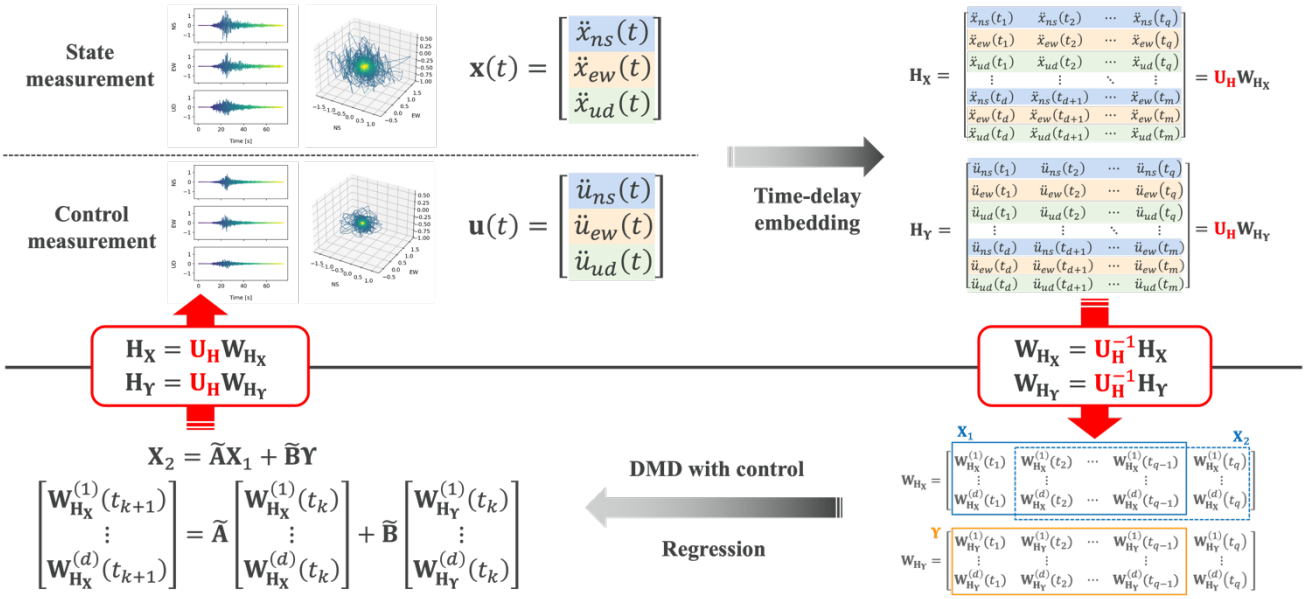


Fig. 1　Application of TD-DMDc to 3D seismic acceleration records

3．結果と考察

本研究では，宮城県仙台市仙台港雷神埠頭で観測された地震動波形[2]を用いる．表層地盤は，礫や砂，シルトの互層地盤であり，工学的基盤の深度は 55. 07m である．研究に用いる地表面と工学的基盤の地震動観測記録の 31 セットを研究に用いる．このうち，学習用に 30 セット，外挿推定用に地表面の最大加速度が最も大きい1セットを抽出した．

地表面で観測された 3 方向成分の加速度時刻歴を状態量ベクトルとし，工学的基盤で観測された 3 方向成分の加速度時刻歴を制御項ベクトルとし，同じ次元の遅延時間埋め込みを行い，TD-DMDc により学習と予測を行う．

Fig. 2 はある 1 つの学習データに対する再構成結果を示している．Shioi et al. (2023)の手法では，地表面の加速度時刻歴の特性を適切に再現できないが，TD-DMDc による次元拡張により再現性が向上していることが分かる．

Fig. 3 は，外挿推定用の観測記録と TD-DMDc による予測結果を重ねて示している．外挿推定においても，観測記録の時刻歴特性を適切に予測できていることが分かる．

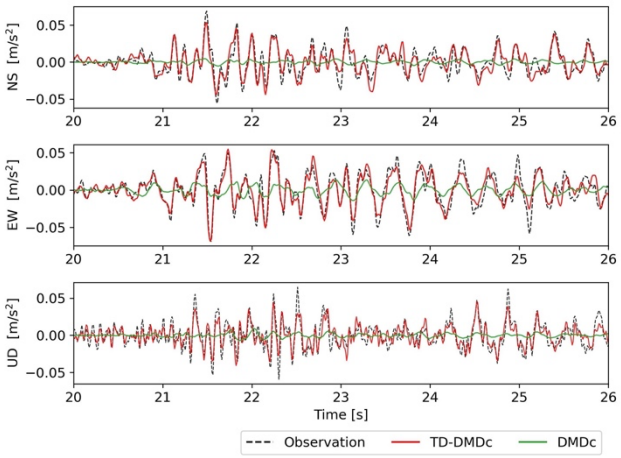


Fig. 2　Comparison of reconstruction accuracy

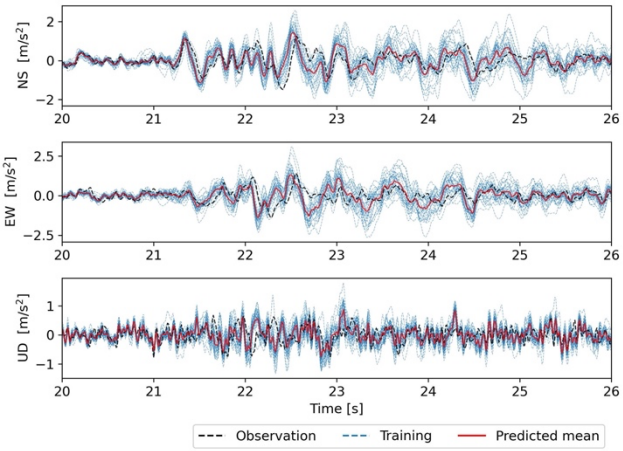


Fig. 3　Results of extrapolation estimation

4．結論と今後の課題

本研究では，データ駆動地震応答解析法の開発に向けて，遅延時間埋め込みによる次元拡張に基づく動的モード分解の有効性を検証した．遅延時間埋め込みは，複雑な地震応答特性を適切に捉え，遅延時間埋め込みを行わない従来のモデルと比較して推定精度を向上させることを確認した．今後は，遅延時間埋め込みと次元圧縮の操作と力学的特性との関係を考察し，広範な問題に適用できるデータ駆動地震応答解析モデルの開発を目指す．

参考文献等

1)　Akihiro Shioi, Yu Otake, Ikumasa Yoshida, Shogo Muramatsu & Susumu Ohno, Data-driven approximation of geotechnical dynamics to an equivalent single-degree-of-freedom vibration system based on dynamic mode decomposition, Georisk: Assessment and Management of Risk for Engineered Systems and Geohazards, 2023, DOI: 10. 1080/17499518. 2023. 2184479

2)　独立行政法人港湾空港技術研究所，港湾地域強震観測, URL: https://www.mlit.go.jp/kowan/kyosin/eq.htm

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

Data assimilation by Phase Velocity of Rayleigh wave (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

Yuxiang Ren, Okayama University
Shinichi Nishimura, Okayama University
Toshifumi Shibata, Okayama University
Takayuki Shuku, Okayama University
E-mail: py3g9cvm@s.okayama-u.ac.jp

The strength profile of the subsoil can be obtained through the surface wave method which is commonly used in geophysical exploration. The results of the shear wave velocity obtained by inverting the dispersion curve of the Rayleigh wave are non-unique. In engineering practice, a nonlinear least squares method is often used to obtain an estimate, but the uncertainty of the solution cannot be evaluated. Monte Carlo methods can be used to evaluate the uncertainty of the inversion results, but often require a large number of samples. In this study, the ensemble Kalman filter which is a kind of data assimilation method was used for this inverse problem. By taking the phase velocity at the same frequency in the dispersion curve as the observed value, we can estimate the shear wave velocity of the model and quantitatively evaluate the uncertainty of the results. Numerical experiments show that this method is not very sensitive to the selection of the initial model and can effectively estimate the subsoil model.

1. Introduction

When propagating in inhomogeneous media, surface waves of different wavelengths will result in different phase velocities, a property known as dispersion. The surface wave method utilizes this characteristic of Rayleigh waves propagating in soil to calculate the shear wave velocity. Due to its non-destructive, non-invasive, and high efficiency characteristics, it is widely used in geophysical exploration. Shear wave velocity is an important parameter in geotechnical engineering, and has a significant correlation with parameters such as N value and elastic modulus, which can be used to evaluate the stiffness of soil. After obtaining the waveform data of Rayleigh waves through geophones, the dispersion curve can be calculated in various ways. Inverting the dispersion curve can estimate the near-surface structure.

However, this type of inversion has strong non-uniqueness. In engineering practice, non-linear least squares methods are often used to estimate the soil structure. For example, Hayashi uses the Jacobian matrix to analyze the relationship between wavelength and detection depth. Considering convergence and robustness issues, this method ignored the non-uniqueness of the solution. Some studies also use Monte Carlo methods to handle inversion problems and quantitatively evaluate its uncertainty. However, this method requires many samples, and when we use it for two or even three-dimensional problems, it may lead to excessive computational complexity.

The ensemble Kalman filter (EnKF) introduced by Evensen utilizes samples to approximate the probability distribution of the state variables (here the physical properties of soil). The EnKF can be used to deal with high-dimensional and nonlinear problems. The fact that the distribution of state is assumed to be Gaussian in EnKF gives rise to a low computational cost. Therefore, the EnKF and its variants are almost the only way to approximate many realistic and complex systems. Furthermore, compared with the elastic half-space hypothesis in traditional methods, in EnKF, boundary conditions of systems could be taken into consideration with ease through the numerical model which underlies the assimilation. There are two types of update schemes for the EnKF: stochastic update and deterministic update[1)] which is used in this study. This work is a proof of concept for the new inversion process for the dispersion curve of Rayleigh wave.

2. Methodology

The inversion process of this study is as follows:

1.Establish dozens of random initial soil models.

2.Solve the forward problem for each model to obtain the corresponding dispersion curve.

3.Take the phase velocity corresponding to certain frequencies in the dispersion curve as the observed value, calculate the misfit between the observed values of each sample and the true model, and use the EnKF to adjust the sample models to obtain the estimates and their uncertainties.

The reliability of the forward problem directly affects the accuracy of the estimate. In order to apply this method to complex structures and different boundary conditions, such as earth-fill dams and slopes, finite element method (FEM) is used to simulate the propagation of Rayleigh waves, and then the phase-shift method is used to solve the dispersion curve. For reference, the tau-p transform is also used to solve the forward problem.

As for the inversion problem, A two-step algorithm of deterministic update of EnKF is used in this study. This algorithm first updates the observations of ensemble members (samples). The k-th observation $y_k^{(i)}$ of the i-th member is derived from the corresponding state vector of ensemble member $x^{(i)}$ by forward model (i.e., $\boldsymbol{y} = f(\boldsymbol{x})$). All observations are assumed to be Gaussian. The updated variance $\sigma_{u,k}^2$ of the k-th observation is

$$\sigma_{u,k}^2 = \left[\left(\sigma_k^2\right)^{-1} + \left(\sigma_{p,k}^2\right)^{-1}\right]^{-1} \tag{1}$$

where σ_k^2 is real observation and $\sigma_{p,k}^2$ is a priori variance. Then the mean of updated k-th observation is given by

$$\bar{y}_{u,k} = \sigma_u^2\left[\left(\sigma_k^2\right)^{-1} y_k + \left(\sigma_{p,k}^2\right)^{-1}\bar{y}_{p,k}\right] \tag{2}$$

where y_k is real observation and $\bar{y}_{p,k}$ is mean of a priori observation. The updated k-th observation $y_{u,k}$ can be calculated using

$$y_{u,k} = \sqrt{\frac{\sigma_u^2}{\sigma_k^2}}\left(y_{p,k} - \bar{y}_{p,k}\right) + \bar{y}_{u,k} \tag{3}$$

where $y_{p,k}$ is a prior single observation.

The second step is to update the state for a member by global least squares fit. For the j-th state in i-th member, the increment due to k-th observation is given by

$$\Delta x_{k,j}^{(i)} = \hat{\beta}\left(\boldsymbol{y}_k, \boldsymbol{x}_j\right)\Delta y_k^{(i)} \tag{4}$$

$$\hat{\beta}(\boldsymbol{a}, \boldsymbol{b}) = \frac{\sum_{n=1}^{N}(a_n - \bar{a})b_n}{\sum_{n=1}^{N}(a_n - \bar{a})^2} \tag{5}$$

where $\boldsymbol{y}_k$ and $\boldsymbol{x}_j$ are vectors which consist of all sample observations and states, respectively.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

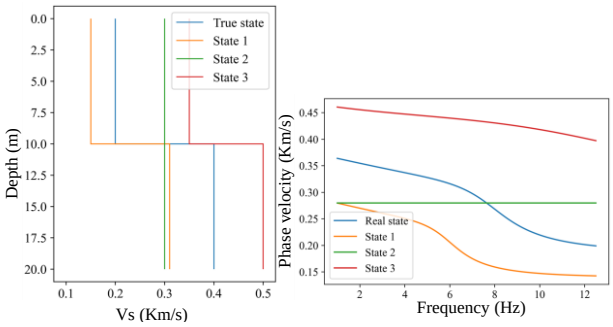
3. Numerical experiment

The numerical experiments in this study use a relatively simple model, i.e., a two-layered one-dimensional soil structure.

3.1. Using tau-p transform for forward problem

The tau-p transform introduced by McMechan and Yedlin (1981) can extract phase velocities dispersion from Rayleigh waves, and this method has been implemented in Computer Programs in Seismology (CPS) provided by Herrmann (2013). In this study, we used part of the CPS code to forward calculate dispersion curves from soil models.

Figure 1(a) shows the true state of the geological and geotechnical structure, as well as different initial models. Except for the true model, the other initial states represent the mean of 100 samples. The variance is 0.025 times the mean, which represents the uncertainty of the initial parameters and should be carefully determined. If the uncertainty is too high, the adjustment range of the parameters may be too large during data assimilation, which can cause errors in nonlinear problems. Figure 1(b) shows the corresponding dispersion curves of these structures, taking the phase velocities at 3Hz and 20Hz as observations, which correspond to the Rayleigh wave velocities of the second (deep) and first (shallow) layers, respectively.



(a) Soil Models (b) Dispersion Curves

Fig.1 Different soil models and corresponding dispersion curves.

Figure 2 shows the model after data assimilation. It can be seen from Figure 2 that in this experiment, there is no requirement for an initial model that is reasonably accurate to a certain extent. The mean errors of the first and second layers are 5% and 4.2%, respectively, which are generally considered acceptable.

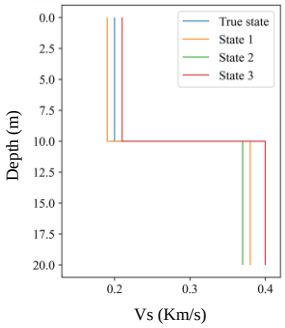
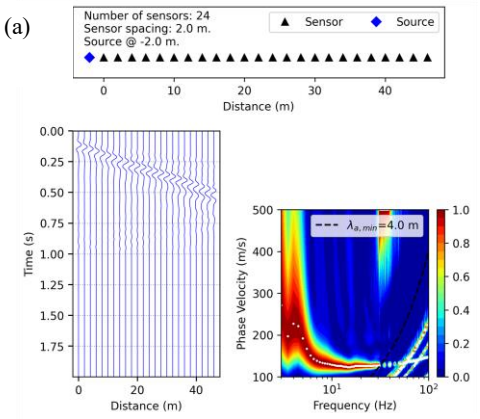


Fig. 2 Updated states.

3.2. Using FEM for forward problem

The dispersion curve can also be obtained by phase-shift using the finite element method to simulate the surface wave propagation. When simulating surface waves, it is necessary to set a small enough grid size (depending on the frequency of the source) and reasonable damping. In this experiment, a grid size of 0.5m is used. The viscoelastic boundary is used to absorb the reflected waves. The SWprocess tool developed by Vantassel (2022) was used to process waveforms and calculate dispersion curves. Figure 3 shows the forward simulation result of a two-layer model, with shear wave velocity of 132 m/s and 241 m/s in the first and second layers, respectively. A Ricker wavelet was used as the source in this experiment. Figure 4 shows the inversion result. Due to the high computational cost of finite element method, only 16 samples were used. After data assimilation, the errors in the first and second layers were 8.6% and 0.7%, respectively, indicating that the inversion was effective in this experiment.

(a)



(b) Waveforms (c) Dispersion curve

Fig.3 Simulated waveforms and its dispersion curve. (a) shows the arrangement of geophones and source. (b) shows synthetic waveforms. (c) can be obtained by applying Fourier transformation to every trace in (b) and sum spectrums after applying offset-dependent phase shift.

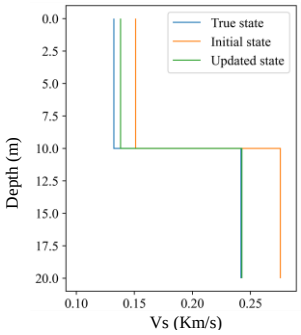


Fig.4 Inversion result for simulated waveforms.

4. Summary

This study used EnKF to invert the data of Rayleigh waves. A relatively simple one-dimensional model was used to verify the effectiveness of this method. The method is not sensitive to the initial model selection and has shown sufficient effectiveness for different forward models. It can be expected that this method will be used for more complex soil models or combined with other observation data (e.g., first arrival of P wave) for joint inversion.

References

1) J. L. Anderson, “An ensemble adjustment Kalman filter for data assimilation,” Monthly Weather Review, vol. 129, no. 12, pp. 2884–2903, Dec. 2001.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

Regular Session | General Session (2.Computational Mechanics)

2.Computational Mechanics

座長:松本 純一(産業技術総合研究所)

Sat. May 27, 2023 8:30 AM - 10:00 AM B (6号館 4階 6418室)

[12001-06-01] Development of an Implicit Analysis in Incompressible Fluids Using GIMP (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Jun Saito[1], Eiji Nakai[1], Yu Takahashi[1], Haruka Fuji[1] (1. Kyoto University)

8:30 AM - 8:45 AM

[12001-06-02] Locking-free Finite Element Method for Calculating Map-represented Equations in Rotated Coordinates (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Junya Imamura[1] (1. imi Computational Engineering Laboratory)

8:45 AM - 9:00 AM

[12001-06-03] Time history response analysis using the natural frequency of the bulging for the real SUS panel tank (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Kouta Shirai[1], Taisuke Ono[2], Hirokazu Hirano[1], Naotsugu Sato[1] (1. Chuo University, 2. NYK Co.Ltd.)

9:00 AM - 9:15 AM

[12001-06-04] Fundamental study on solid-liquid multiphase flow analysis using the PMS model(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*mori kodai[1] (1. Kobe University)

9:15 AM - 9:30 AM

[12001-06-05] Three-dimensional Mesoscale Concrete Modeling with Realistically Shaped Coarse Aggregates Using Weighted Discrete Voronoi Tessellations (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Takamasa Nakashima[1], Hiroto Masui[1], Mao Kurumatani[1] (1. Ibaraki University)

9:30 AM - 9:45 AM

[12001-06-06] Theoretical Analysis of Steel Tube with Cross-Sectional Loss Repaired by CFRP Bonding (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Morimune Mizutani[1], Toshiyuki Ishikawa[1] (1. Kansai University)

9:45 AM - 10:00 AM

©Applied Mechanics Committee, JSCE

GIMP を用いた非圧縮性流体における陰的解析手法の開発（シンポジウム講演概要）

Development of an Implicit Analysis in Incompressible Fluids Using GIMP (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

西藤　潤（京都大・工）　中井　英治（京都大・工）
高橋　由（京都大・工）　藤井　遥（京都大・工）
Jun SAITO, Kyoto University
Eiji Nakai, Kyoto University
Yu TAKAHSHI, Kyoto University
Haruka Fuji, Kyoto University
E-mail: saito.jun.3n@kyoto-u.ac.jp

The final goal of this study is to perform seepage flow analysis in the ground using GIMP for both solids and fluids, and this study proposes a numerical analysis method for fluids as a preliminary step. The formulation proposed in this study does not require any special treatment of the free surface and can suppress the occurrence of clustering. As a benchmark test, the well-known dam-break problem was solved to confirm the validity of the proposed method.

1. はじめに

MPM(Material Point Method)[1] は対象を粒子で空間離散化し，バックグラウンドセルを用いて解く数値解析手法である．大変形の計算に適していることから，地盤解析への適用事例が多い．最初に提案された MPM では，粒子がセルをまたぐ際に数値的不安定性が生じるセルクロッシングと呼ばれる問題があるため，粒子を点ではなく矩形領域として捉え不安定性を抑える GIMP(Generalized Interpolation Material Point)[2] と呼ばれる手法が提案されている．

地盤内の浸透流解析を解くために，地盤だけでなく流体も GIMP を用いて解く統一的な数値解析手法を開発することを最終的な目的とし，本研究では，その全段階として流体のみを GIMP で解く手法について提案する．本稿では，対象を 2 次元問題とし，uGIMP と呼ばれる矩形領域の変化しない GIMP を用いる．

2. 流体の計算

流体は非圧縮性を仮定し，連続式と Navier-Stokes の運動方程式を支配方程式とする．一般の MPM では，格子点（セルの頂点）で速度を定義するのに対して，流体の解析では，一般的なスタッガード格子を用いる．すなわち，セルの各面上で流速を定義し，セル中央で圧力を定義する．以下では，簡単のため，バックグラウンドセルにおける流体の速度，圧力を定義している点をまとめて格子点と呼び，下付き添え字 I で表すものとする．

2.1. Point to Grid

MPM では，粒子の物理量から格子点における物理量を計算するとき，補間の計算をするため，双線形な形状関数 $N_I(\boldsymbol{x})$ を用いて以下の関数を用いる．

$$S_{Ip} = \frac{1}{V_p}\int_{\Omega_I} \chi_p(\boldsymbol{x}) N_I(\boldsymbol{x}) \mathrm{d}\Omega \tag{1}$$

V_p は粒子 p の体積である．オリジナルの MPM では，$\chi_p(\boldsymbol{x})$ はデルタ関数として計算するが，GIMP では，粒子が領域を持っていると考える，$\boldsymbol{x} \in \Omega_p$ において $\chi_p(\boldsymbol{x}) = 1$ とする．Ω_p は，粒子 p を中心とするセルの領域を表している．今回提案する流体解析では，形状関数は双線形とせず，定数とする．つまり，$\boldsymbol{x} \in \Omega_I$ において $N_I(\boldsymbol{x}) = 1$ とする．Ω_I は，流速あるいは圧力を定義する点（格子点）を中心とするセルの領域を表している．形状関数を一定とする場合の (1) の関数を S^*_{Ip} と表す．この関数 S^*_{Ip} は，セルにおける Ω_I と Ω_p の共通部分の面積の割合を表している．

粒子 (p) から格子点 (I) へ質量 m，運動量 $\boldsymbol{p}$ を移す計算では，S^*_{Ip} を用いて以下のように計算する．

$$m_I = \sum m_p S^*_{Ip} \tag{2}$$

$$\boldsymbol{p}_I = \sum \boldsymbol{p}_p S^*_{Ip} \tag{3}$$

2.2. Grid to Point

格子点 (I) における物理量を用いて，粒子 (p) の物理量を補間するときは，S^*_{Ip} ではなく，双線形の形状関数によって得られる通常の関数 S_{Ip} を用いる．

粒子の速度の更新方法は，格子点における速度そのものを使って補間する方法（PIC）と格子点における速度の差分を使って補間する方法（FLIP）が考えられる．一般的にこれらの計算法を混合して使うと数値的に安定することが知られているため，本研究では，FLIP によって計算した速度 $\boldsymbol{v}_{\mathrm{FLIP}}$ と PIC によって計算した速度 $\boldsymbol{v}_{\mathrm{PIC}}$ を用いて，以下のように重み付き平均で計算する．

$$\boldsymbol{v}_{\mathrm{MPM}} = \alpha \boldsymbol{v}_{\mathrm{FLIP}} + (1-\alpha)\boldsymbol{v}_{\mathrm{PIC}} \tag{4}$$

2.3. 圧力ポアソン方程式の導出

流体計算では，1 回のタイムステップにおいて，まず物体力や粘性項から中間速度 $\boldsymbol{v}^*$ を計算し，この中間速度を用いて非圧縮性の仮定から圧力を計算す，一般的な分離型解法を用いる．圧力ポアソン方程式は，以下に示す非圧縮性を制約条件とする以下のエネルギー最小化問題を離散化することで得られる[3]．

$$\min_{\boldsymbol{v}} \quad E = \int_\Omega \rho \frac{\|\boldsymbol{v} - \boldsymbol{v}^*\|^2}{2\Delta t} \mathrm{d}\Omega \tag{5}$$

$$\text{subject to} \qquad \nabla \cdot \boldsymbol{v} = 0 \qquad (\text{in } \Omega) \tag{6}$$

この定式化では，自由表面の判定が不要であり，自由表面と領域内部を区別せず解くことが可能である．

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

2.4. SPH の勾配モデルを用いた圧力勾配項の計算

GIMP を用いた流体解析では，速度更新を FLIP や PIC を用いて行うため，粒子のクラスタリングが発生する．一般的な FLIP や PIC においても計算精度の点でクラスタリングの発生は好ましいことではないが，GIMP の計算においては質量や運動量を計算する過程が入るため，計算の破綻につながることがある．クラスタリングが発生すると密な領域や疎な領域が生じ，式 (2), (3) で計算される質量や運動量にばらつきが発生する．流体の非圧縮性を仮定しているため，本来は，流体の領域内部（自由表面の近くでない領域）では格子点における質量は一定であることが理想的である．

このクラスタリングを抑制するため，速度更新は SPH の勾配モデルを用いる．まず，それぞれの粒子の圧力を補間するため，圧力ポアソン方程式を解いて得られたセル中央の圧力の値から，最小二乗法を用いて圧力場の計算を行う．これを以下の SPH の勾配モデルに適用することで圧力勾配を求める．

$$\langle \nabla p \rangle_a = \sum_b (p_a + p_b) \nabla W_{ab} V_b \tag{7}$$

下付き添字の a, b は粒子を表している．また，W は 5 次のスプライン関数である．圧力勾配を外力として作用させると，粒子間に斥力が働くため，クラスタリングの発生が抑制される．速度の更新は，式 (4) によって得られた速度と上述した SPH によって得られる速度 $\boldsymbol{v}_{\mathrm{SPH}}$ を以下のように重み付き平均して速度を更新する．

$$\boldsymbol{v} = \beta \boldsymbol{v}_{\mathrm{MPM}} + (1 - \beta) \boldsymbol{v}_{\mathrm{SPH}} \tag{8}$$

数値計算を行った結果，$\beta = 0.1$ 程度でクラスタリングの発生が抑止されることが分かったので，本研究では $\beta = 0.1$ を用いる．ただし，壁面境界の速度の取り扱いは SPH よりも MPM の方が容易であることから，格子点上で流速が境界条件として与えられている場合は，その点の近傍において β の値を 1 に近い値とし，境界条件を満足させるようにする．

3. ダムブレイクの解析

Martin and Moyce[4] によって行われたダムブレイクの実験と本研究で提案している解法によって得られた数値解析結果を比較する．

3.1. 条件設定

縦 0.292m，横 0.146m の水中を幅 0.584m の水槽の中で崩壊させる．重力加速度 9.8m/s，流体の密度 1000(kg/m^3) とする．粒子間距離は 0.00365m で SPH 計算における影響半径はその 2.4 倍とした．粒子の数は 3200 個，解析における時間は 2s とし，時間幅は 0.00005s である．

式 (4) において，$\alpha = 0.9$ としたときの流体のプロファイルと圧力分布を Fig. 1 に示す．また，流体の先端位置を Fig. 2 に示す．流体のプロファイルは他の研究と比較してよく似た形状をしており，先端速度も実験結果と良い一致を示している．また，結果より，粒子のクラスタリングが抑制されていることも確認した．

$t = 0.2$s $t = 0.4$s

Fig. 1 fluid surface profile and pressure distribution

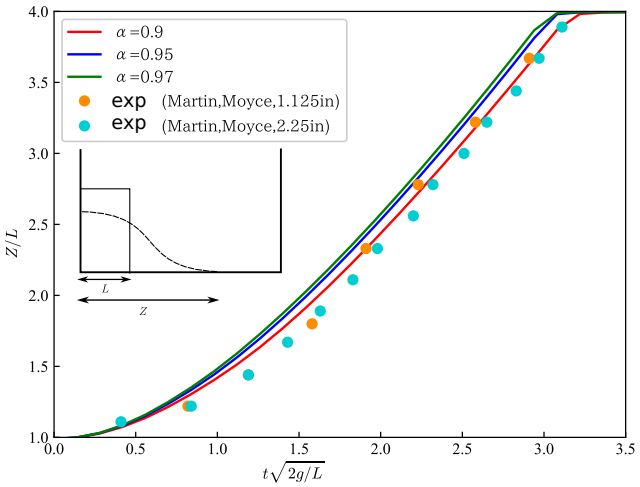


Fig. 2 the distance of the wave front from the gate

4. 結論

本研究では，uniform GIMP を用いた流体解析手法の開発を行った．本研究の定式化では，自由表面の特別な処理を必要としないという利点を有している．また，数値解析の結果よりクラスタリングを抑制できていることを確認した．今後は，地盤と流体の連成問題を考え，浸透流解析に発展させる予定である．

参考文献

1) D. Sulsky, Z. Chen, H. L. Schreyer:A particle method for history-dependent materials, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol.118, pp.179–196, 1994
2) S. G. Bardenhagen and E. M. Kober:The generalized interpolation material point method,Computer Modeling in Engineering and Sciences,Vol.5, No.6, pp477–496, 2004
3) R. Bridson: Fluid simulation for computer graphics, AK Peters/CRC Press, 2015
4) J. C. Martin, W. J. Moyce, J. C. Martin, W. J. Moyce, William George Penney, A. T. Price and C. K. Thornhill: Part IV. An experimental study of the collapse of liquid columns on a rigid horizontal plane, Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences, Vol.244, No.882, pp.312–324, 1952

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

座標回転系の方程式を写像計算する Locking-free 有限要素法（シンポジウム講演概要）

Locking-free Finite Element Method for Calculating Map-represented Equations in Rotated Coordinates
(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

今村 純也（*imi* 計算工学研究室）
Junya IMAMURA, *imi* Computational Engineering Laboratory
E-mail: jimamura@ra2.so-net.ne.jp

This presentation proposes a scheme to ease and avoid so-called numerical locking. Two sources cause the locking. One is to apply an incomplete n^{th} order function, and another is to neglect Cauchy-Riemann equations. A textbook example of the former exists in the 45°-rotated case of the square element represented by the bi-liner function. An example of the latter is neglecting the equation for lateral components, which is equal to neglecting the equation for the transverse component in 45°-rotate coordinates. The proposed scheme enables the calculation in arbitrary rotated coordinates of hexahedral elements by the virtual work method.

１．目的と背景

(1)　目 的

Locking-free 有限要素法を提唱している．有限要素は完全 *n* 次関数で表すべし，とするものである．

四面体要素は座標回転に関係なく完全 *n* 次式で表せるので，数値 Locking に強いが，格子形成プロセスの負荷は大きい．

対して，六面体要素は直交メッシュで写像計算するので，自動化し易い．

本稿モデルでは後者のメリットを採り，不完全 *n* 次関数による数値 Locking への弱さを，座標回転系表示の方程式とし，写像計算して行くことで回避する．

数値 Locking は Cauchy-Riemann の関係式を満たさないことでも起る．それには，共役変数の概念で満たして行く技法を適用する．

(2)　デカルト座標系方程式解法のボトルネック

従来の座標非回転表示の方程式解法の隘路に関する．

数値 Locking の典型例は，正方形を 45°回転した，菱型要素の計算で表れる．

流れ場の計算などでは，双 1 次関数の係数項を差分形の補間式で表す．

かつ，連立方程式を SOR 法で解くのが一般であり，人によっては，連立方程式を解かない方法である，と説明する．

したがって差分形の補間式は，数値を代入して計算することのみに使い，パラメータで表すのは，SOR 法で緩和する当該ノードのみである．

“力学の問題は簡単である，連立方程式を解く問題である”と，その難しさを逆説的に説く人も居る．（ 独の工学雑誌．）

SOR 法は連立方程式解法のひとつであり，連立方程式（係数行列）を組めなければ，SOR 法でも解けない筈である．

したがって，何らかの数値誤差に頼って計算を進めている筈である．数値 Locking の逆の効果に頼っている，と言えよう．

連立方程式を組むには，ノードパラメータも，方程式も，45°の座標回転系で表して解いて行く他ない．

それを任意形の六面体でも実行するには，ノードごとにそれぞれの座標回転角でパラメータを表し，写像要素でそれを補間し，写像要素の Gauss 数値積分点で，座標回転した仮想仕事式を積分して行く他ない．

仮想仕事法はスカラーの仕事量（運動エネルギー）を計算する方法であることに負う．

仮想仕事変分式に変分パラメータの解を乗じれば，系全体のスカラー量の平衡を得る方法，であることは容易に解る．

(3)　離散 Helmholtz 分解法

本稿は，“Helmholtz 分解に基づく連続体理論の，有限要素法への適用に関する研究”の一環である．

Helmholtz 分解（*H-d* ）を修正し，離散 Helmholtz 分解（*dHd* ）法 [1] を提示している．

(A+B) と (A-B) の 2 つの変数を，互いに共役（軛）変数と呼ぶ．Cauchy-Riemann の関係式は，一方の計算には共役変数を最小化することを要求する，と解釈する．

一般の，最小化なしの解法は，高次項の誤差を無視する解法のみに頼っている．

dHd 法は，$\nabla \boldsymbol{u}$ を $\{\boldsymbol{\gamma}, \boldsymbol{\omega}\}$ で (A+B) と (A-B) に和分解表示する他，対角項も $\{\boldsymbol{\alpha}, \boldsymbol{\beta}\}$ に和分解して，いずれにも分解方程式を充てて解いて行く．桁落ち e: (A+e)+(B-e)式を(A+e)-(B-e)でも解く．よって桁落ちを最小化＜ $2e \Rightarrow 0$ ＞する Locking-free 法である．

3D の 2D 化モデルの変数は$\{u,v\}$のみではなく，z 方向には剛体の $\{u, v, w^{\#}\}$ $(\partial w^{\#}/\partial z = 0)$ である，ことに基づく．

２．座標回転系の写像計算法

(1)　菱型要素

ノード k の値を $\{\varphi\}_k$ とし，$\{\varphi\}_k$ のベクトルを双 1 次要素で，行列 [**H**] を介して表し，[**H**] の逆行列が計算できれば，ノードパラメータで双 1 次の係数ベクトルは表せる．

菱型は，[**H**] の逆行列式がゼロとなり，計算できない．

それを，一般に使われる式（公式）で，次に説明して置く．

本稿では任意形の六面体を，Fig. 1 のように左回りにノード番号を振る．

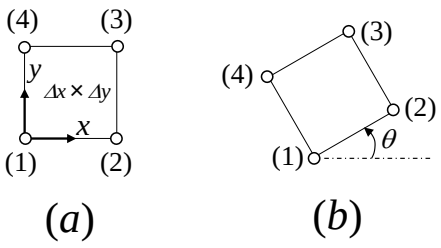


Fig.1 node number for bi-linear element

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

写像座標を ξ,η とする.（$i.e.;\ \Delta\xi=1,\Delta\eta=1$）
以下，ノードに関するデータにはノード番号を添え字する.
式(1)で双1次式を表せば，係数ベクトル $\{C_1,C_2,C_3,C_4\}$ には，公式では，式(2)の係数式の項が，それぞれ対応する.

$$\varphi(x,y)=C_1+C_2x+C_3y+C_4xy \tag{1}$$

$$\varphi(x,y)=\varphi_1+\frac{\varphi_2-\varphi_1}{\Delta x}x+\frac{\varphi_4-\varphi_1}{\Delta y}y+\frac{\varphi_1-\varphi_2+\varphi_3-\varphi_4}{\Delta x\Delta y}xy \tag{2}$$

（$\Delta x=1,\Delta y=1$）のケースでも，論理は例外ではない.
クロネッカーの δ_{ij} を乗じる式形（$\delta_{ij}\varphi_ij$）で，式(2)を整理して，パラメータ表示すれば式(3)となる.

$$\varphi(x,y)=\varphi_1(1-x_1-y_1+x_1y_1)+\varphi_2(1-x_2y_2)+\varphi_3x_3y_3+\varphi_4(y_4-x_4y_4) \tag{3}$$

ノード（k=1）の周りに 45° 回転した菱型の$+\varphi_3x_3y_3$ 項は $x_3=0$ なので，パラメータ表示できない.
つまり，基底関数としての式(1)は，特異点を有す．不完全 n 次関数なので Locking を内蔵し，Locking-free 要素ではない.

(2) **座標回転角**
ノードごとにそれぞれの座標回転角でパラメータを表すとは，写像要素の，ノードの座標回転角を （θ_i 菱型），
ノード(1) は，辺 (1)—(2) の変化角度（θ_1=45°），
ノード(2) は，辺 (2)—(3) の変化角度（θ_2=45°），
ノード(3) は，辺 (3)—(4) の変化角度（θ_3=45°），
ノード(4) は，辺 (4)—(1) の変化角度（θ_4=45°），
の要領でパラメータ表示する.

要するに，Gauss 積分点でのノードパラメータ表示が，デカルト座標系では菱型が特異点となるが，回転座標系（菱形を正方形に）なら可能．亜菱型（ほぼ菱型）も，例外なく安定計算可能となる.

この方法は，正方形要素の 45° 回転座標系の方程式計算にも適用できる.

(3) **適用例**：Cauchy-Riemann **の縦成分式**
Cauchy-Riemann の縦成分式（2D の $div\boldsymbol{u}$ の共役変数をゼロとする式）への，適用法の例で示す.
共役変数式（法線ひずみの差の式）は 45°回転（s,y）座標系のせんひずみ式（×2）に等しいので，$2\gamma_{sn}$ を最小化することで，数値的に満たして行く.

(4) **写像計算法**：**単位セル法**（UCM）
写像要素を，著者は単位セル（UC）と呼び，写像計算法を単位セル法（UCM）と呼んでいる.
UC 要素の頂点ノード値を，六面体頂点ノードの x_i 値として有限要素表示し，UC 要素内 x_i を六面体の独立変数とする概念で捉えるものである.
この概念では，Locking-free 要素法の高次化が可能である.

３．その他の Locking-free 有限要素法

(1) **サブ・パラメトリック要素法**
既報では，双 1 次形状要素に対して，変位関数が完全 2 次関数となるよう項を加えた．加えた項は要素内で，分布荷重と相殺するよう消去する.
はりでは，等分布荷重に対しで 4 次の項を，三角形分布荷重に対しては 5 次の項を加え，係数項をパラメータとして，荷重値ゼロを含めて，最小 2 乗計算する.

(2) **スーパー・パラメトリック要素法**
最も簡単な Locking-free 法である.
双 1 次の式(1)の要素の例では，要素内一定パラメータの要素 γ_{xy} を加え，C_4xy 項を γ_{xy} の自由度で最小化することで，数値的にスーパー・パラメトリック法を適用する.（高次要素にも，適用可能.）
すなわち，ノードパラメータ表示したC_4xy 項を，γ_{xy} で最小 2 乗化し，γ_{xy} 分をノード k のパラメータ増分（$\Delta\varphi_i\equiv\{\Delta\varphi\}_k$）で相殺（offset）して行く.
Cauchy-Riemann の縦成分式も同様にして，$2\gamma_{sn}$ 分を座標回転モデルで計算し，offset して行く.

上述スキームは，横成分式に関しても同様に適用できる.

４．数値計算例

(1) **問題設定**
最も簡単なLocking-free問題の数値計算例として，菱型要素の片持ちばりを採り挙げる.
かつ形状が終始，菱型で変わらない微小変形問題として解く．メッシュをFig.2に示す.

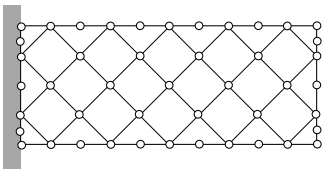


Fig.2 cantilever for numerical verification

三角形部分にも四辺形要素を適用する．それにより，方法の柔軟性を検証する.

せん断変形も加える．それによるLocking の発生が，剛体回転問題の1D版である.（TimoshenkoばりのLocking問題.）
すなわち，2D の 1D 化モデルは，y 方向には剛体の $\{u,v^{\#}\}$ $(\partial v^{\#}/\partial y=0)$ である

(2) **発展形**
崩壊形など，大変形問題は“粒子ーメッシュ法”によるので，亜菱型状態は避けられない．それを安定計算可能とする.

５．考察と今後の課題

数値Lockingの原因は，不完全 n 次式の適用と，Cauchy-Riemannの関係式を無視する，ことの2点に在るとした.
それをLocking-freeとするため，座標回転系の仮想仕事計算法を提示した.
今後の課題は，既存のシステムへの組込み，へのアピール方法に在り，現在の課題は，著者の高齢化に在る.

参考文献

1) 今村純也:数値流体力学シンポジウム CFD36 論文集，講演番号 C08-1, 2022.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

既存 SUS タンクによるバルジング固有振動数での時刻歴応答解析（シンポジウム講演概要）

Time history response analysis using the natural frequency of the bulging for the real SUS panel tank (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

白井航太（中央大院・理工） 小野泰介（(株)エヌ・ワイ・ケイ） 平野廣和（中央大・総合政策） 佐藤尚次（中央大・理工）
Kouta SHIRAI, Chuo University
Taisuke ONO, NYK Co.Ltd.
Hirokazu HIRANO, Chuo University
Naotsugu SATO, Chuo University
FAX:03-3817-1803, E-mail: a18.45tf@g.chuo-u.ac.jp

Various damages to the SUS panel tanks have been reported due to the earthquake. These causes are due to the bulging. The bulging is a coupled vibration interacted the wall structure and fluid by short-period seismic motion. However, there are no design standards for bulging, and it is necessary to establish those standards. In this paper, we carried out the time history response analysis using the natural frequency of the bulging for the real SUS panel tank. This analysis clarifies the corner members is the weak points of the real SUS panel tank. As for the stress, stress concentration and buckling occur at the corner members.

１．はじめに

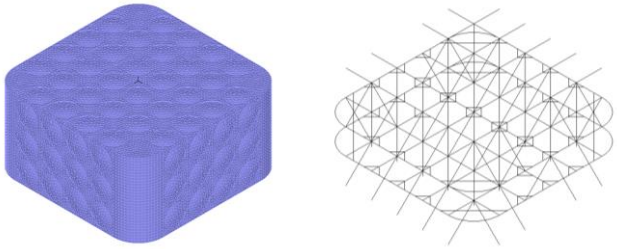
近年広く使われるようになってきているステンレス製パネルタンク（以下 SUS タンクとする）は，2011 年の東日本大震災や 2016 年の熊本地震等で短周期からやや短周期の地震動により，タンク壁面構造体と内部の流体との連成振動が原因であるバルジング現象が発生し，様々な被害が報告されている．今後貯水槽をはじめとする給水タンクの耐震性と安全性を向上させるためには，耐震設計基準が明確に規定されていないバルジング現象を解明し，基準を設定することが急務である．

齊藤らの研究 [1]では，ステンレス製一体型水槽における壁面のバルジング固有振動数について，微動計測装置を用いた簡易的な測定が行われた．この計測から得られたバルジング固有振動数は，有限要素解析から得られた固有振動数と一致し，微動計測の有用性が示された．

そこで本研究では既存の実機 SUS タンクに着目し，齊藤ら [1]と同様の計測方法で得られたバルジング固有振動数の正弦波を入力加速度とし，時刻歴応答解析を行う．ここでの解析は，著者らの研究 [2]よりバルジングによる最も厳しい条件とされる，加振軸とタンク壁面が直角になる方向に加振する．これにより壁面に生ずる von Mises 応力の影響を検討することで，ここで取り上げる SUS タンクのバルジング現象による耐震上の問題点を明らかにするものである．

２．解析対象 SUS タンク概要

本論で扱う SUS タンクは，配水池に設置されている有効容量 83m^3 の二槽一体型の実機 SUS タンクである．このタンクの特徴は，一槽あたり 6000×3000×3000mm の寸法のタンクが二槽あり，一体となっていることである．そのため，タンク全体で見ると，槽の境目に仕切り板を有している構造となっている．また，このタンク内部には SUS 製の形鋼で補強材が構成された，ジャングルジムのような入り組んだ構造となっており，内部の補強材は仕切り板を境に，異なる構造となっている．これに剛性の低い薄板で構成された壁パネルが取り付けられていること，さらに全溶接構造なので溶接長が長いなどがある．そのため内部補強材である形鋼と壁面との間で大きな剛性差を有している．ここで本解析に用いる解析対象 SUS タンクモデルを Fig.1 に示す．ここで，Fig.1(a)はタンクモデル，Fig.1(b)はタンク内部補強材モデルを示す．また Table1 に SUS タンクの諸元を示す．



（a）SUS Tank Model　　（b）Reinforcement Model

Fig.1 SUS panel tank

Table1 Tank Specifications

材質	天井板	SUS329J4L
	側板3段目	SUS329J4L
	側板2段目	SUS444
	側板1段目	SUS444
	アニュラプレート	SUS304A
	底板	SUS304A
幅（mm）		6000
長さ（mm）		6000
高さ（mm）		3000
有効容量（m^3）		83
水位（mm）		2700
厚さ(mm)	側板3段目	1.5
	側板2段目	2.0
	側板1段目	2.5

Table2 Analysis Specifications

	SUS304A	SUS444	SUS329J4L
ヤング率(N/mm^2)	1.93E+05	2.00E+05	1.96E+05
単位体積重量(kN/m^3)	79.3	77.5	78.0
ポアソン比	0.3		
水槽部	Shell要素		
補強材部	Beam要素		
流体部	ポテンシャルベース3D流体要素		
境界条件	底面周りの辺		
流体水面	自由水面		
入力加速度	正弦波（4.91Hz）		

３．解析概要

本解析では，汎用有限要素解析ソフトウェアである ADINA を用いて時刻歴応答解析を行う．解析手順は，著者らの研究 [2]を基に次の様に行う．

① 水を入れた状態における静的解析を実施する．
ここでは構造―流体の連成解析を行う場合，自重の釣り合い計算を行い，時刻歴応答解析の初期条件とする．

② 正弦波を入力加速度とする時刻歴応答解析を実施する．

時刻歴応答解析では，外力として加速度を入力することにより，解析を行う．本解析では微動計測装置での計測と有限要素解析から得られた，本 SUS タンクの長辺壁面のバルジング固有振動数である，4.91Hz の正弦波を波数 20 波の入力加速度として加振する．なおこの加速度は 350Gal 程度であり，震度 6 弱相当である．入力加速度の加振方向を

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

Fig. 2 に示す．これは加振軸とタンク長辺壁面が直角になる方向である．

本解析の解析条件を Table2 に示す．水槽部は Shell 要素，補強材部は Beam 要素，流体水面は自由水面とし，基礎方程式はポテンシャルベース 3 次元流体方程式を用いることで解析を実施する．また拘束条件は，底面周りの辺の変位と回転を固定している．メッシュを作成するに際し，タンクと流体との節点の結合を行わないことにより，滑らかに液面挙動が起きるよう配慮している．ここで減衰は，タンク部に非線形問題に適用しやすいとされる Rayleigh 減衰 C を付加することで，減衰を付与している．

４．解析結果

時刻歴応答解析結果から応力を算出する．応力については von Mises 応力とする．von Mises 応力の取得位置を Fig. 3 に示す．Fig. 3 の図中に示す長辺壁面の中央部の A 群，隅角部の B 群，また長辺壁面と直角にある短辺壁面でも隅角部の C 群，中央部の D 群で，それぞれ高さ 0mm，1000mm，2000mm の 3 点ごとに計 12 点で応力を取得する．なお，A 群と D 群，B 群と C 群は隅角部を挟んで対称の位置関係である．また，高さ 1000mm はパネル 1 段目と 2 段目の接合部であり，高さ 2000mm はパネル 2 段目と 3 段目の接合部である．さらに，B，C 群の高さ 1000mm，2000mm の点は平板で構成されている斜め補強材の溶接部分であり，著者らの研究 [2]で隅角部は，繰り返し振動することで引張と圧縮が交互に作用し，補強材の座屈やパネル同士の溶接部の剥離等の発生の可能性があることがわかっている．

各取得点における壁面最大応力をそれぞれの群ごとに Fig. 4 に示す．Fig. 4 より，短辺壁面の C，D 群よりも長辺壁面の A，B 群の方が応力は大きく，長辺壁面に関して中心部の A 群よりも隅角部の B 群の応力の方が，それぞれの高さの点で大きくなっていることがわかる．長辺壁面の隅角部の B 群の高さ 0mm の点で応力が最も大きくなっており，値は 195.5MPa を示している．また各壁面で中心部よりも隅角部の方が応力の値は大きくなっており，B，C 群それぞれ斜め補強材溶接部分である高さ 1000mm の点では，160.5MPa，111.6MPa を示している．

次に，Fig. 4 で得られた A，B 群の最大応力発生時の加振時刻 t=0.96s における応力分布図を Fig. 5 に示す．これから，図中に示したパネル接合部や隅角部において分布の中で最も応力が大きい赤色を示しており，これらの箇所で応力集中が予想される．

また，Fig. 6 に各群における時刻歴応答変位をそれぞれの高さごとに示す．Fig. 6 より，パネル 2 段目と 3 段目の接合部である高さ 2000mm よりも，タンク下部の高さ 0mm とパネル 1 段目と 2 段目の接合部である高さ 1000mm の応力の方が 100MPa を超えて推移している時間が長く，長辺壁面の A，B 群は短辺壁面の C，D 群と比べて，どの高さにおいても応力が大きいことがわかる．また A，B 群においては，Fig. 4 で示した応力の最大値に近い大きな応力が繰り返し発生していることから，長辺壁面の下部では溶接部の剥離，隅角部では引張と圧縮が交互に作用し，平板で構成される斜め補強材の座屈が考えられる．

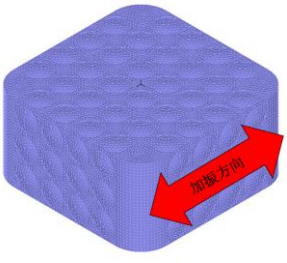


Fig. 2 Attack direction

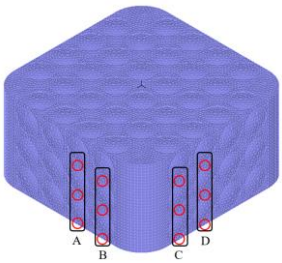


Fig. 3 Measuring point

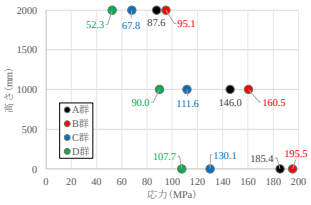


Fig. 4 Maximum von Mises stress

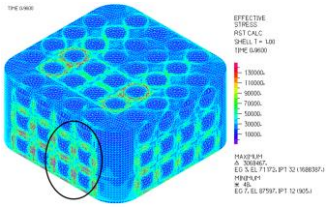


Fig. 5 Stress distribution (t=0.96s)

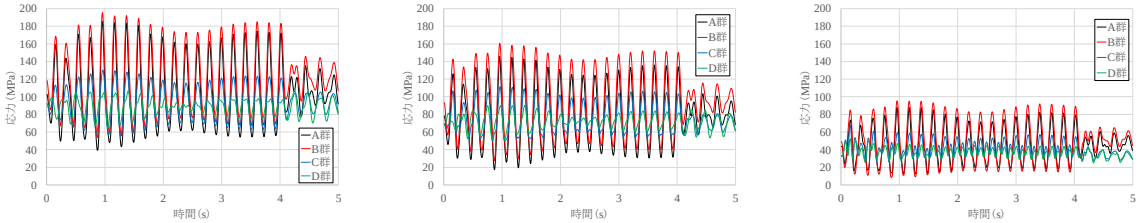
５．おわりに

本論では既存の実機 SUS タンクに着目し，微動計測から得られた，長辺壁面のバルジング固有振動数の正弦波を入力する時刻歴応答解析を行い，von Mises 応力による検討を行った．解析結果から短辺壁面よりも長辺壁面に発生する応力の方が大きく，特に長辺壁面の von Mises 応力に関しては，中心部の A 群よりも隅角部の B 群の応力の方が大きくなっている．また長辺壁面の高さ 0mm，1000mm においては，最大値に近い応力が繰り返し発生していることから，長辺壁面の下部では溶接部の剥離，隅角部では平板で構成される斜め補強材の座屈が考えられる．

以上の検討から，バルジングに関する耐震性の検討がなされていないここで取り上げる SUS タンクは，長辺壁面の中心部や隅角部での損傷の発生が予想される。そのため何らかのバルジングに関する対策が必要であると考える．

参考文献

1) 齊藤崇他 ：微動計測装置を用いた貯水槽のバルジング固有振動数の推定，土木学会 構造工学論文 Vol. 69A 2023. （掲載予定）
2) 白井航太他 ：加振方向角の違いがステンレス製パネルタンクのバルジング振動に及ぼす影響，土木学会論文集 A2（応用力学）特集号（Vol. 78，No2）,2022.



(a) Height of 0mm　(b) Height of 1000mm　(c) Height of 2000mm

Fig. 6 Time history response displacement

PMS モデルを用いた固液混相流解析に関する基礎的研究（シンポジウム講演概要）

Study on solid-liquid multiphase flow analysis using PMS model
(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

森　宏大（神戸大・工）　大石哲（神戸大・都市安全）
Kodai MORI, Kobe University
Satoru OISHI, Kobe University
E-mail: morinko215@icloud.com

This study attempted to investigate the behavior of solid-liquid multiphase flow using the PMS (Passively Moving Solid) model which modifies rigid body positions after fluid calculations using the SPH method as particles with different densities. As a result, sinking of the object due to the coordinate transformation process was observed.

1．序論

土砂崩れに人が巻き込まれた際に効果的に救出するために、最終的にどのような位置に埋没されるのかを調べることが重要である。

本研究では SPH(Smoothed Particle Hydrodynamics)法により土砂崩れを、PMS(Passively Moving Solid)モデルにより人(剛体)を想定した固液混相流解析を行う。固液混相流モデルとして、非圧縮性流体である水を想定したシミュレーションの既往研究はあるが、本研究では土を圧縮性流体として物体に作用させ、巻き込まれた剛体の挙動を調べた。

2．SPH 法の概要と支配方程式

本研究では粒子法の一つである SPH 法を土砂の再現に用いている。また、本研究のプログラムで用いられている近似式や支配方程式は野中(2020)[1]を引用している。

各物質量に掛け合わせるカーネル関数として、

（コンパクトサポート条件）

$$\omega_h^{SPH}(|\xi - x|) = 0\,, |\xi - x| \geq h \tag{1}$$

（ユニティ条件）

$$\int_\Omega \omega_h^{SPH}(|\xi - x|)d\xi = 1 \tag{2}$$

を満たす必要がある。それに加えて偶関数特性、非負性条件を満たすカーネル関数ω_h^{SPH}として Bui ら(2008)[2] を参考に正規化された粒子間距離$s = r/h$,粒子間距離 $r = |\boldsymbol{x}^I - \boldsymbol{x}^J|$, スムージング長さ$h = 1.2\Delta d$を用いた

$$\omega_h^{SPH} = \alpha \begin{cases} 1 - \frac{3}{2}s^2 + \frac{3}{4}s^3 & (0 \leq s \leq 1) \\ \frac{1}{4}(2-s)^3 & (1 \leq s \leq 2) \\ 0 & (2 \leq s) \end{cases} \tag{3}$$

を用いる。α は計算する次元により異なり、本研究では 3 次元での計算のため

$$\alpha = \frac{1}{\pi h^3} \tag{4}$$

を用いる。これらを用いてある物理量$f(\boldsymbol{x}^I)$は、質量m, 密度 ρ を用いて

$$f(\boldsymbol{x}^I) = \sum_{J=1}^{N} \frac{m^J}{\rho^J} f(\boldsymbol{x}^J)\omega_h^{SPH} \tag{5}$$

と離散化される。Jは中心粒子Iの影響半径内に存在する粒子を示し、Nはその周辺粒子Jの総数を表す。

物理量$f(\boldsymbol{x}^I)$の一次空間微分は

$$\frac{\partial f(\boldsymbol{x}^I)}{\partial \boldsymbol{x}} = \sum_{J=1}^{N} \frac{m^J}{\rho^J}\left(f(\boldsymbol{x}^J) - f(\boldsymbol{x}^I)\right)\frac{\partial \omega_h^{SPH}}{\partial \boldsymbol{x}^I} \tag{6}$$

で求められる。

支配方程式として質量保存則を式(6)に当てはめると

$$\frac{D\rho}{Dt} = \sum_{J=1}^{N} m^J\left(v_i^I - v_i^J\right)\frac{\partial \omega_h^{SPH}}{\partial x_j^I} \tag{7}$$

、運動方程式は

$$a_i^I = \frac{\partial v_i^I}{\partial t} = \sum_{J=1}^{N} m^J\left(\frac{\sigma_{ij}^I}{(\rho^I)^2} + \frac{\sigma_{ij}^J}{(\rho^J)^2}\right)\frac{\partial \omega_h^{SPH}}{\partial x_j^I} + g_i \tag{8}$$

と表される。[3]

3．PMS モデルによる物体位置の更新

Koshizuka *et al.*(1998)[3] で提案された PMS (Passively Moving Solid) モデルは、剛体構成粒子を密度の異なる流体粒子として土粒子同様流体計算を行った後に、剛体の相対位置,速度の修正を行う。以下に剛体位置補正過程の概念図を示す。

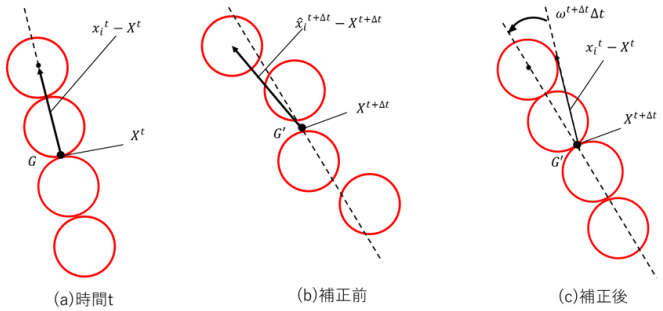


Fig. 1　Conceptual diagram of the rigid body position correction process[4]

粒子計算後の剛体粒子の速度ベクトル、位置ベクトルをそれぞれ$\hat{v}_i^{t+\Delta t}$、$\hat{x}_i^{t+\Delta t}$とすると重心座標は

$$X^{t+\Delta t} = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} \hat{x}_i^{t+\Delta t} \tag{9}$$

と表され、慣性テンソルI_G^tを用いて角速度ベクトルは

$$\omega^{t+\Delta t} = m{I_G^t}^{-1} \cdot \sum_i (x_i^G \times \hat{v}_i^{t+\Delta t}) \tag{10}$$

と求められる。そこで剛体構成粒子の位置$x_i^{t+\Delta t}$は

$$x_i^{t+\Delta t} = x_i^t + X^{t+\Delta t} - X^t + (\omega^{t+\Delta t} \times x_i^G)\Delta t \tag{11}$$

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

と更新される。$X^{t+\Delta t} - X^t$は並進運動を表し、$(\omega^{t+\Delta t} \times x_i^G)\Delta t$ は回転運動を表している。速度は(12)式で修正される。

$$v_i^{t+\Delta t} = \frac{x_i^{t+\Delta t} - x_i^t}{\Delta t} \tag{12}$$

4．初期位置の違いによる剛体位置の推移

ここでは粘着力 C=0.0[kPa]の場合について (a)物体(0.3[m] × 0.3[m] × 2.0[m])- 土粒子(2.4[m] × 2.4[m] × 2.4[m])距離 X=0.0[m],(b) X=1.2[m]とで剛体の重心座標がどのように変化するのかを調べた。摩擦による影響を調べるために物体初期位置を z 軸正の方向に 0.1[m]だけずれていることに注意されたい

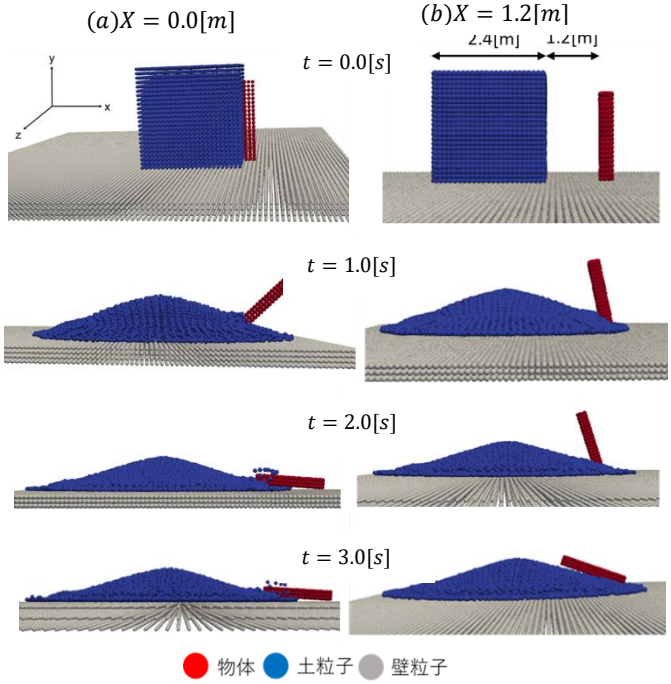


Fig. 2 Deformation state at each time

Fig.2 より剛体にかかる流体力の作用位置の違いから剛体の転倒する向きが異なることが窺われる。Fig.3 に(b)X=1.2[m]における物体の初期重心座標からの各軸方向への変化量を示す。

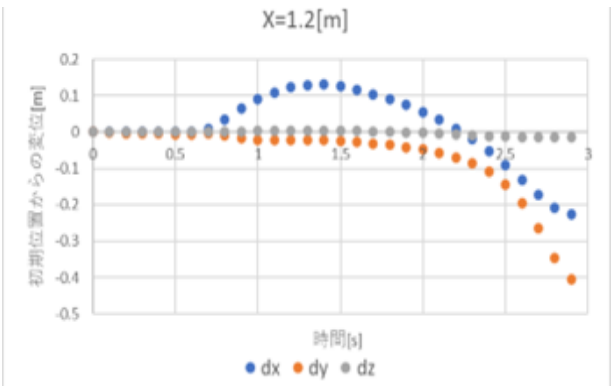


Fig. 3 Displacement in each axis direction

Fig. 3 の dx, dz の変位から、0.7[s]あたりで土粒子が物体に作用したことが読み取れる。その後転倒による座標変化が見られたと考えられる。しかし、0.7 秒以前に微少ではあるが y 軸負の方向(鉛直下向き)に変位していることが見られる。

5．PMS モデルの特性

Fig. 4 のような物体を重力と垂直抗力の釣り合いで静止させるシミュレーションを行ったところ線形的な微小沈み込みが見られた。

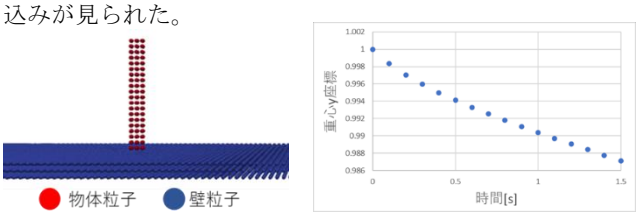


Fig. 4 Initial state and displacement in y direction

このことは、PMS モデルの座標修正の手順に起因している。Fig.5 は重心沈み込みの概念図を示している。

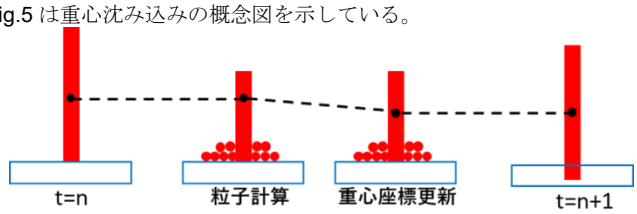


Fig. 5 Conceptual diagram of the sinking of the centre of gravity y-coordinate

密度の異なる粒子として自重崩壊する剛体の重心を、各粒子の平均値として求めているため重心座標が沈み込む。その後相対位置を補正するために全体として沈み込むような挙動が見られたことが考えられる。

6. 結論

固液混相流解析として PMS モデルを用いた解析を行ったところ、座標修正過程に起因する沈み込みが見られた。

参考文献

1) 野中沙樹： SPH シミュレーションによる斜面崩壊の定量的評価に関する研究，修士論文，神戸大学工学研究科，2020

2) Ha H. Bui, R. Fukagawa, K. Sako and S. Ohno : Lagrangian meshfree particles method (SPH) for large deformation and failure flows of geomaterial using elastic-plastic soil constitutive model, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol. 32, pp. 1537-1570, 2008

3) 浅井光輝 ： 明解粒子法 SPH,MPS,DEM の理論と実践，丸善出版,2022

4) S. Koshizuka, A. Nobe, and Y. Oka : Numerical analysis of breaking waves using the moving particle-semi-implicit method, *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, Vol. 26, No. 7, pp. 751-769, 1998

5) 後藤仁志 ： 流れの方程式，森北出版，2022, 551p.

重み付き離散ボロノイ分割法を用いたコンクリートの３次元メゾスケールモデリング（シンポジウム講演概要）

Three-dimensional Mesoscale Concrete Modeling with Realistically Shaped Coarse Aggregates Using Weighted Discrete Voronoi Tessellations (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

中嶋　貴将（茨城大・工）　升井　尋斗（茨城大・工）　車谷　麻緒（茨城大・工）
Takamasa NAKASHIMA, Ibaraki University
Hiroto MASUI, Ibaraki University
Mao KURUMATANI, Ibaraki University
Email: mao.kurumatani.jp@vc.ibaraki.ac.jp

This study develops three-dimensional mesoscale concrete models consisting of mortar and realistically shaped coarse aggregates. The weighted discrete Voronoi tessellation is applied to generate coarse aggregate models. The grain size and shape distributions are adjusted to reproduce those of an actual concrete sample. The validity of the proposed method is confirmed by comparing the mesoscale model to a concrete sample.

1. はじめに

建設材料として広く用いられるコンクリートは，メゾスケールで見ると，モルタルと粗骨材から構成される二相の非均質材料である．コンクリート内部に存在する粗骨材の体積率・形状・粒度分布の違いは，コンクリートの力学性能や破壊挙動に影響を及ぼすことが知られている．その影響を詳細に把握するために，近年ではコンクリートのメゾスケールに着目した数値シミュレーションに関する研究が行われている．

著者らは過去に粗骨材の形状と分布を反映したコンクリートのメゾスケールモデリング手法 [1]を開発した．その際，実物のコンクリートとメゾスケールモデルの断面画像を比較評価することで，開発したメゾスケールモデルの粗骨材形状は，実際の形状に比べて等方的であることを確認している．先行研究 [2]では，粗骨材形状の違いにより，コンクリートの耐力を過大評価してしまう可能性が示されており，より実物に近い粗骨材形状を持つメゾスケールモデルを開発する必要がある．

以上の背景から，本研究では断面画像の比較評価に基づいてコンクリートの 3 次元メゾスケールモデルを作成する．はじめに，従来の方法によって作成されたメゾスケールモデルと実物の比較評価を示し，次に，その比較評価結果に基づいて形状を改善したメゾスケールモデルの性能を示す．

2. メゾスケールモデルの作成および比較検証

文献 1 に示されている方法を用いて，コンクリートのメゾスケールモデルを作成する．以下で簡潔に作成手法を説明する．3 次元領域を加法的重み付きボロノイ分割によって分割することで得られる領域を，1 つずつ粗骨材モデルとして抽出し，データベースとして保存する．保存した粗骨材モデルを参照し，粗骨材モデルを重ならないように任意領域に配置することでメゾスケールモデルを作成する．本研究ではデータベースの粗骨材数を約 73000 個とした．

作成するモデルと比較するために，**図**-1 に示すコンクリート片を作製し，断面画像を 3 枚取得した．また，**図**-2 に示すようにコンクリート片と同じ寸法のメゾスケールモデルを作成し，断面画像を 3 枚取得した．実断面画像では粗骨材とモルタルの二値化処理を行い，それぞれの画像サイズを 1000 × 500 ピクセルに揃えることで定量的な比較評価を行った．

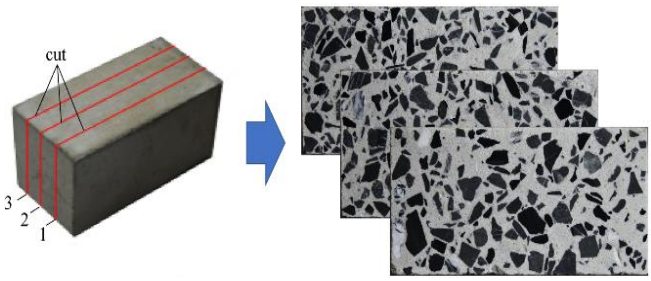


図-1　コンクリート片とその断面画像

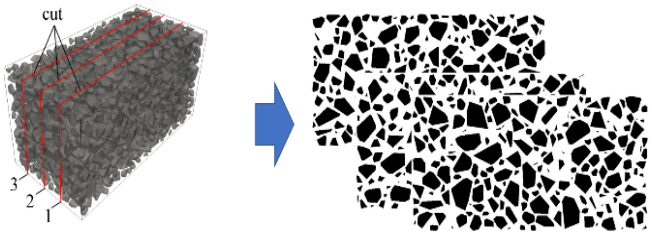


図-2　メゾスケールモデルとその断面画像

形状評価のための形状指標として．細長比の逆数λ^{-1}を式(1)と定義する．

$$\lambda^{-1} = \left(\frac{d_{\max}}{d_{\min}}\right)^{-1} \tag{1}$$

ここで，$d_{\max}$は断面画像における各粗骨材の最大長さ，$d_{\min}$は各粗骨材の最小長さである．また，最小長さ $d_{\min}$は式(2)と近似する．

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

$$d_{\min} = \frac{S}{d_{\max}} \tag{2}$$

ここで，S は各粗骨材のピクセル数である．λ^{-1}は，粒子形状が真円に近いほど大きい値を示し，粗骨材面積に比べて最大径が大きい場合，つまり粗骨材の一部が突き出した形状をしている場合に小さくなる値である．**図**-3 に，コンクリート片およびメゾスケールモデルの断面画像から得られた粗骨材における，細長比の逆数の分布を示す．図中には平均値と標準偏差も併記している．メゾスケールモデルに対するコンクリート片の平均値の相対誤差は約 5.16 %であり，粗骨材モデルの形状は実物に対して等方的な傾向にあるものの，細長比の分布性状はよく一致していることがわかる．

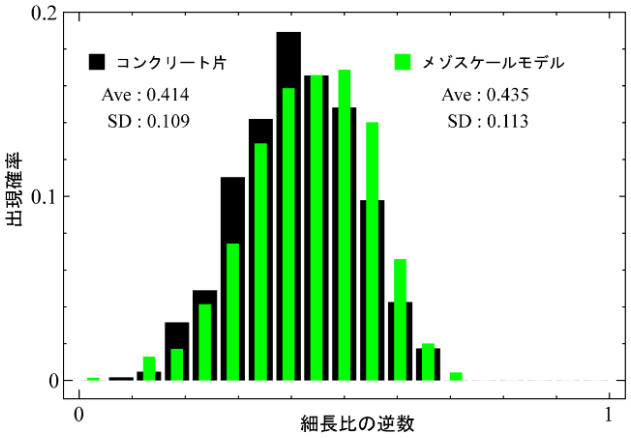


図-3　細長比の逆数の分布比較

3.　メゾスケールモデルの形状改善手法

文献 1 ではメゾスケールモデル作成に，予め大量の粗骨材モデルを作成しておき，粗骨材データベースの中から粗骨材を選択・配置する試行錯誤計算を用いている．本研究ではデータベースの個々の粗骨材に形状指標を適用し，実物の断面画像から得られた形状指標の統計量を反映した新たなデータベースを構築する．

個々の粗骨材モデルから複数の断面をとり，各粗骨材モデルにおける細長比の逆数の平均値を算出する．改善前の粗骨材データベース約 73000 個の細長比の逆数の平均と標準偏差をそれぞれ $\overline{\lambda^{-1}}$ および σ，改善後の粗骨材データベースの細長比の逆数の平均と標準偏差をそれぞれ $\overline{\lambda^{-1}}'$ および σ' とし，式(3), (4)を概ね満たすようにデータベースに存在する粗骨材モデルを選択することで，形状を改善した新たな約 14000 個の粗骨材データベースを作成した．

$$\overline{\lambda^{-1}}' = (1 - 0.0516)\overline{\lambda^{-1}} \tag{3}$$

$$\sigma' = \sigma \tag{4}$$

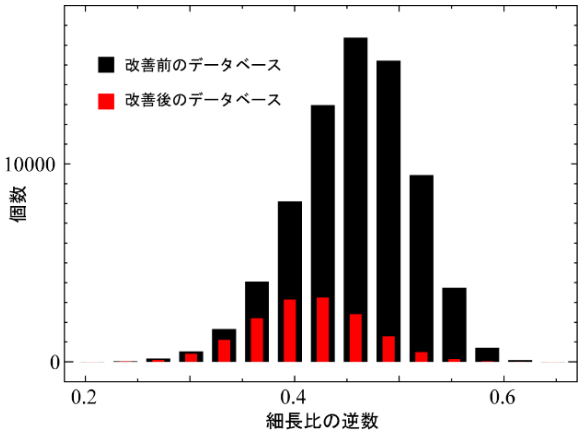


図-4　粗骨材データベースの形状改善

図-4 に，改善前および改善後の粗骨材データベースにおける断面の細長比の逆数の分布を示す．上記の方法により作成した形状改善後の粗骨材データベースを用いてメゾスケールモデルを作成した．コンクリート片および新たなデータベースを用いて作成したメゾスケールモデルの断面画像から得られた粗骨材の細長比の逆数の分布を**図**-5 に示す．メゾスケールモデルに対するコンクリート片の平均値の相対誤差は約 0.68 %であり，細長比の逆数の分布は良い一致傾向を示している．

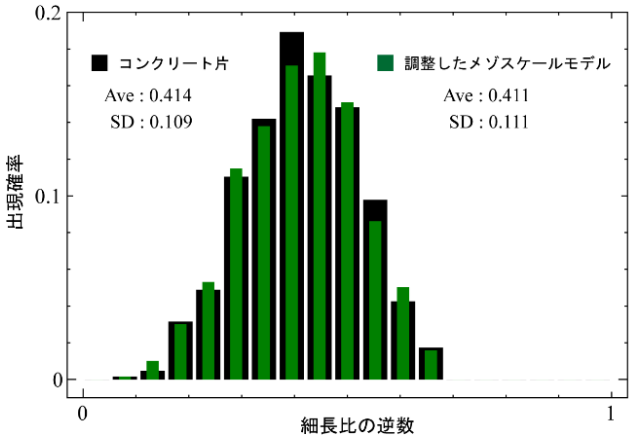


図-5　細長比の逆数の分布比較

4.　おわりに

断面画像を比較することで，実物のコンクリートとメゾスケールモデルの粗骨材形状を比較評価した．また，評価結果に基づき，形状指標分布を精度よく反映したメゾスケールモデルを作成した．今後の研究では，作成したメゾスケールモデルを用いた破壊シミュレーションを行い，粗骨材の分布がコンクリートの力学特性および破壊挙動に与える影響を解析的に明らかにしていく．

参考文献

1)　升井尋斗，那須川佳祐，車谷麻緒：粗骨材の形状と分布を反映したコンクリートのメゾスケールモデリングとその定量的評価，土木学会論文集,Vol.79, No.15, 22-15036, 2023.

2)　Kim, S. M. and Abu Al-Rub, R. K.: Meso-scale computational modeling of the plastic-damage response of cementitious composites, *Cement and Concrete Research*, Vol. 41, pp. 339-358, 2011.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

CFRP 接着補修した断面欠損を有する鋼管の理論解析（シンポジウム講演概要）

Theoretical Analysis of Steel Tube with Cross-Sectional Loss Repaired by CFRP Bonding (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

水谷　壮志（関大・理）　　石川　敏之（関大・環）
Morimune MIZUTANI, Kansai University
Toshiyuki ISHIKAWA, Kansai University
FAX: 06-6330-3770, E-mail: t-ishi@kansai-u.ac.jp

CFRP bonded repair is one of the repair methods for corrosion-damaged steel tubes. This study applied the shear lag theory to CFRP-bonded steel tube with cross-sectional loss to derive the shared bending moments in steel tube and CFRP. The results of the theoretical analysis agreed with the finite element analysis. The bending test results tended to be close to the theoretical analysis.

１．はじめに

鋼構造物の主な劣化要因は腐食である．道路橋附属の鋼製標識柱・照明柱の地際部や飛来塩分や乾湿繰返しを受けやすい海洋構造物の鋼管杭などの鋼管部材においても腐食損傷に伴う断面欠損が確認されている．腐食した鋼管部材の補修方法の一つとして，炭素繊維樹脂（CFRP）を接着する補修方法が注目されている [1]. CFRP は軽量かつ高強度，高弾性であり，耐食性にも優れている．

これまでに，切削加工により断面欠損を設けた鋼管部材や実構造物から撤去した鋼管部材を用いて載荷試験およびそれに対する有限要素解析が行われている．また，鋼管の周方向に溝状の断面欠損を有する場合には，欠損部における鋼管と CFRP の分担力は合成断面とした計算値と比べ，補修効果が低下することが確認されている [1].

他方，接着剤を介して力を伝達する接着接合の理論解析としてせん断遅れ理論がある．せん断遅れ理論は，接着剤のせん断変形により，被接着部材間のずれが考慮されているため平面保持されない場合でも分担断面力が計算できる．筆者らは，健全な鋼管に対して CFRP を接着した際のせん断遅れ理論を導出し，鋼管および CFRP の分担断面力の算出式を提案 [2]しているが，断面欠損を有する鋼管部材に CFRP 接着した際のせん断遅れ理論は導出されていない．

本研究では，図-1 に示すような，周方向に一様な腐食を模擬した断面欠損鋼管に対して CFRP を接着した際の理論解析を行う．また，理論解析の結果を有限要素解析および載荷試験の結果と比較する．

２．CFRP 接着補修鋼管の理論解析

文献 2)では，欠損のない健全な鋼管に対して CFRP 接着補強されたせん断遅れ理論が導出されている．本研究において鋼管は図-1 に示すように，周方向に一様な欠損を有する欠損部（$0 \le x_d \le l_d$）と欠損のない健全部（$0 \le x_n \le l_n$）の領域に分けられる．そこで，文献 2)で与えられたせん断遅れ理論を欠損部および健全部で直列させる．図-1 に示す CFRP 接着補修鋼管に対して，鋼管の分担曲げモーメント $M_s(x)$は次式で与えられる．

$$M_s(x) = \begin{cases} \{B_{1d}\cosh(c_{bd}x_d) + B_{2d}\sinh(c_{bd}x_d) + \xi_{bd}\}M \\ \{B_{1n}\cosh(c_{bn}x_n) + B_{2n}\sinh(c_{bn}x_n) + \xi_{bn}\}M \end{cases} \quad (1)$$

ここに，

$$c_{bi} = \sqrt{G_{ei}/h_i \cdot \pi(r_{si} + h_i/2)^3 / E_s I_{si} / (1 - \xi_{bi})} \quad (2)$$

$$\xi_{bi} = E_s I_{si} / (E_s I_{si} + E_c I_c) \quad (3)$$

i は d（欠損部）または n（健全部）を表し，E_s は鋼管のヤング係数，E_c は CFRP のヤング係数，G_{ei} は接着剤のせん断弾性係数，I_{si} は鋼管の断面二次モーメント，I_c は CFRP の断面二次モーメント，M は作用曲げモーメント．また，CFRP の分担曲げモーメントは $M_c(x) = M - M_s(x)$である．

３．CFRP 接着鋼管の四点曲げ載荷試験

図-2(a)に示すように四点曲げ載荷とした．中央の試験体（Φ114.3×4.5)を入れ替えることで断面欠損深さの異なる 3 体の試験体について載荷試験を実施した．各試験体の欠損深さは d = 1，2，3 mm である．また，図-2(b)に示すように，各試験体の鋼管は幅の異なる 3 つの断面欠損を有する．欠損の長さはそれぞれ $2l_d$ = 10，25，50 mm である．

図-2(c)に示すように，各試験体の断面欠損を長さ 125 mm の CFRP ストランドシートで全周補修した．CFRP ストランドシートの積層数は 2 層としている．

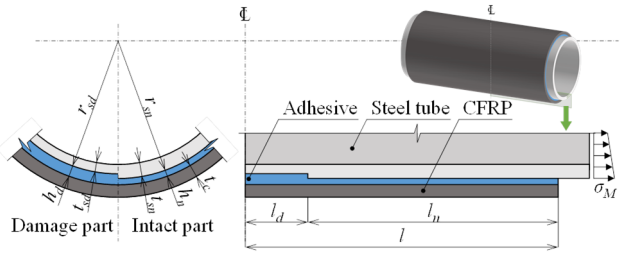
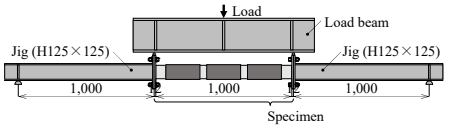
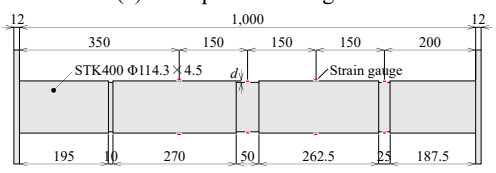


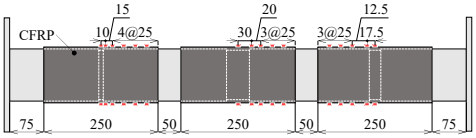
Fig. 1 CFRP bonded repair of steel tube with cross-sectional loss.



(a) Four-point bending test.



(b) Dimension of steel tube



(c) Specimen

Fig.2 CFRP bonded steel tube.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

Table 1 Dimensions and measured thickness of the specimen.

Specimen	Depth of loss d [mm]	Diameter of steel tube $\Phi = 2r_{sn}$ [mm]	Thickness [mm]					
			Total T	Intact part			Damage part	
				Steel tube t_{sn}	Adhesive h_n	CFRP t_c	Steel tube t_{sd}	Adhesive h_d
d1	1	114.20	8.36	4.50	0.61	3.86	3.45	1.66
d2	2		8.34		0.58	3.84	2.48	2.60
d3	3		8.35		0.59	3.85	1.51	3.58

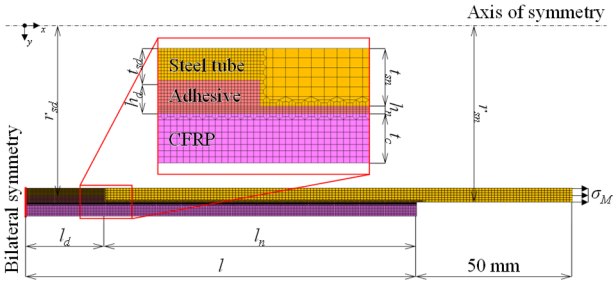


Fig. 3 Finite element analysis model.

Table 2 Material properties used in the analysis.

Material	Young's modulus [kN/mm^2]	Poisson's ratio	Shear modulus [kN/mm^2]
Steel tube	$E_s = 200$	$\nu_s = 0.300$	$G_s = E_s/\{2\,(1+\nu_s)\}$
Adhesive	$E_e = 3.20$	$\nu_e = 0.400$	$G_e = E_e/\{2\,(1+\nu_e)\}$
CFRP	$E_x\,(=E_c) = 157$	$\nu_{xy} = 0.388$	$G_{xy} = 1.143$
	$E_y = 3.20$	$\nu_{yz} = 0.400$	$G_{yz} = 1.143$
	$E_z = 3.20$	$\nu_{zx} = 0.008$	$G_{zx} = 1.143$

試験体の実測寸法を表-1 に示す．表の鋼管の板厚 t_{si} は超音波厚さ計で計測した．試験終了後に試験体の CFRP 接着部を切断し総厚 T を測り，CFRP ストランドシートの実測厚さ $t_{ca} = 1.63$ mm から，接着剤および CFRP の厚さを算出した．接着厚さは $h_i = (T - t_{si} - 2t_{ca})/2$ であり，CFRP の板厚は $t_c = 2t_{ca} + h_n$ である．

4．対称性を考慮した有限要素解析

有限要素解析には Marc 2021 を用いた．解析モデルを図-2 に示す．解析要素には曲げを考慮した四辺形軸対称要素（Marc 要素番号 95）を用いて軸対称解析とした．また，$x = 0$ で左右対称としている．解析モデルの要素分割は各部材の厚さを最低 4 分割としている．なお，本研究で用いた曲げを考慮した軸対称解析が，ソリッド要素による 3 次元解析と一致することを事前に確認している．

有限要素解析および理論解析で使用する材料定数を表-2 に示す．有限要素解析において CFRP の材料特性は直交異方性で与えている．これは，2 章のせん断遅れ理論では各部材の周方向の応力が考慮されていないためである．ただし，CFRP を直交異方性とすることで，CFRP がせん断変形することによる力の伝達の遅れが生じるため，理論解析においては文献 3)で与えられる換算接着層厚 h'を用いた．

5．ひずみ分布の比較

欠損深さ $d = 2$ mm の試験体に対するひずみ分布を図-4 に示す．図の横軸は欠損中央からの位置 x を CFRP の接着半長さ l で無次元化しており，縦軸は各ひずみを公称作用ひずみ ε_M で無次元化している．図の実線の理論解析は 2 章のせん断遅れ理論を用いた鋼管および CFRP 表面のひずみ分布を示している．○で示した有限要素解析は各断面位置で生じる応力から曲げモーメントを算出しひずみに換算し

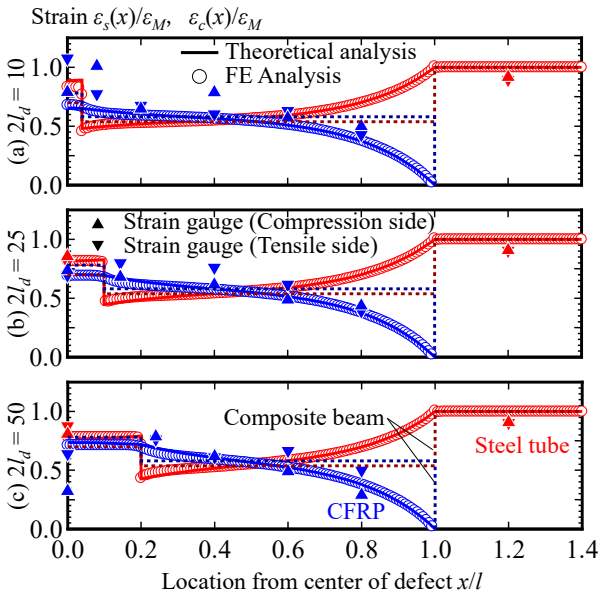


Fig. 4 Strain distribution for d2.

ている．また，△で示すひずみゲージの値は圧縮側においても圧縮の作用ひずみで除して正の値で示している．さらに，合成断面としてのひずみ分布を点線で示した．

図-4 より，理論解析の分担曲げモーメントによるひずみ分布は有限要素解析とよく一致している．ただし，断面欠損長さが短い $2l_d = 10$ mm では，理論解析の鋼管のひずみに比べ有限要素解析の値が小さくなった．また，ひずみゲージの値による曲げ試験結果は理論解析や有限要素解析と同様な傾向を示した．ただし，計測位置によっては，大きな誤差もみられた．これは，載荷試験の試験体が軸対称でないことなどの実験上の誤差が要因として考えられる．

6．おわりに

本研究では，CFRP 接着補修された断面欠損を有する鋼管に対してせん断遅れ理論を適用し分担曲げモーメントを導出した．理論解析の結果は有限要素解析とよく一致した．ただし，断面欠損長さが 10mm の場合にはわずかに異なった．また，曲げ載荷試験の結果ともおおむね一致した．

参考文献

1) 立石晶洋，横田弘，岩波光保，加藤絵万，小林朗，戴建国: 水中施工の可能な FRP を用いた港湾鋼構造物の補強実験，構造工学論文集, Vol. 56A, pp.644-655, 2010.
2) 石川敏之，水谷壮志: CFRP 接着された鋼管の定着長とはく離に対するエネルギー解放率，土木学会論文集 A1（構造・地震工学）, Vol. 77, No.1, pp. 59-72, 2021.
3) 白井瑛人，北根安雄，石川敏之，伊藤義人: 軸力が作用する CFRP 接着補修鋼板に対する CFRP 板のせん断変形を考慮した理論解析，構造工学論文集, Vol.61A, pp. 798-807, 2015.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

Regular Session | General Session (3.Mechanics of materials and complex phenomena)

3.Mechanics of materials and complex phenomena

座長:中田 幸男(山口大学)

Sat. May 27, 2023 8:30 AM - 10:00 AM C (6号館 4階 6426室)

[13001-06-01] Evaluation of permeability characteristics in porous media based on pore-scale numerical experiments (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Ryota Itto[1], Ikkoh Tachibana[1], Reika Nomura[1], Shinske Takase[2], Shuji Moriguchi[1], Kenjiro Terada[1] (1. Tohoku University, 2. Hachinohe Institute of Technology)

8:30 AM - 8:45 AM

[13001-06-02] Simulation of Underwater Drop Experiment Focusing on Object Shape: Comparison of Different Fluid-Solid Coupling Methods (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Yutaka Fukumoto[1], Takatoshi Kiriyama[2], Kumpei Tsuji[3], Koichi Hosaka[4], Daisuke NIshiura[5], Mitsuteru Asai[3] (1. Nagaoka University of Technology, 2. Institute of Technology, Shimizu Corporation, 3. Kyushu University, 4. Yachiyo Engineering Co., Ltd., 5. Japan Agency for Marine-Earth Science and Technology)

8:45 AM - 9:00 AM

[13001-06-03] Evaluation of the Particle-Wall Friction Effects on Dry Bulk Cargo Loads during Transverse Acceleration Using by DEM (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Wakaba Tsuruta[1], Fuminori Yanagimoto[1], Kinya Ishibashi[1] (1. Nippon Kaiji Kyokai (ClassNK))

9:00 AM - 9:15 AM

[13001-06-04] Stability chart for clay slopes by rigid plastic finite element method considering tensile strength(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Gao Zimeng[1], yamakuri yuki[2], xiong xi[1], kobayashi shunichi[1] (1. kanazawa uninversity, 2. chuo universitty)

9:15 AM - 9:30 AM

[13001-06-05] The Influence of Material Property Variation on Rockfall Movement (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Gaoyuan Lyu[1], Kiyonobu Kasama[1] (1. Kyushu University)

9:30 AM - 9:45 AM

[13001-06-06] A Modellig of the effect of rock shape on run-out distribution of rokfalls (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

Taiki Yoshida[1], Reika Nomura[1], *Shuji Moriguchi[1], Kenjiro Terada[1], Yuto Tsuda[2], Ikumasa Yoshida[2] (1. Tohoku University, 2. Tokyo City University)

9:45 AM - 10:00 AM

©Applied Mechanics Committee, JSCE

間隙スケールの数値実験に基づく多孔質材料の透水特性評価（シンポジウム講演概要）

Evaluation of permeability characteristics in porous media based on pore-scale numerical experiments (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

一藤　亮太（東北大・工）　橘　一光（東北大・工）　野村　怜佳（東北大・災害研）
高瀬　慎介（八戸工大）　森口　周二（東北大・災害研）　寺田　賢二郎（東北大・災害研）
Ryota ITTO, Tohoku University
Ikkoh TACHIBANA, Tohoku University
Reika NOMURA, Tohoku University
Shinsuke TAKASE, Hachinohe Institute of Technology
Shuji MORIGUCHI, Tohoku University
Kenjiro TERADA, Tohoku University
E-mail: itto.ryota.r6@alumni.tohoku.ac.jp

A series of three-dimensional fluid simulations at the pore level are performed using the SUPG/PSPG stabilized finite element method to investigate the seepage behavior during the transition from the Darcy flow to the non-Darcy flow region in porous media. Based on the simulated results, the flow characteristics are explored to propose a simple and reasonable modeling with a concept of Equivalent Permeability Coefficient Ratio(EPC-Ratio). As a result, it was found that the void ratio has relatively low contribution on the EPC-Ratio, the proposed modeling can accurately estimate the EPC in the non-Darcy flow region.

1. はじめに

多孔質体の透水特性の解明は，多くの分野で重要な研究テーマであり，古くから多くの研究成果が報告されているが，非 Darcy 流れのモデリングについては，未だその知見は完全には体系化されていない．本研究では非 Darcy 流れを対象とした数値実験に基づき，粒子群で構成される多孔質媒体の透水特性について分析する．具体的には，SUPG/PSPG 安定化有限要素法を用いて間隙レベルにおける 3 次元浸透流シミュレーションを実施し，Darcy 領域から非 Darcy 流れへの遷移過程で生じる透水性の低下傾向を等価透水係数比の導入によって評価する．

2. 数値実験による透水特性評価

本研究では，ある間隙比 e の粒子群が充填された領域を代表するような六面体領域を数値実験の試験領域 Ω_f として設定する．

2.1. 支配方程式と離散化手法

3 次元浸透流シミュレーションの支配方程式として，式 (1) の Navier-Stokes 方程式を採用する．

$$\left.\begin{aligned} &\rho\left(\frac{\partial \boldsymbol{u}}{\partial t}+\boldsymbol{u}\cdot\nabla\boldsymbol{u}-\boldsymbol{f}\right)-\nabla\cdot\boldsymbol{\sigma}=\boldsymbol{0}\\ &\nabla\cdot\boldsymbol{u}=0 \end{aligned}\right\}\ \text{in}\ \Omega_f \tag{1}$$

ここで，ρ は流体の質量密度 [kg/m^3]，$\boldsymbol{u}$ は流速ベクトル，$\boldsymbol{f}$ は外力項を表している．また，応力テンソル $\boldsymbol{\sigma}$ は次のように書き表される．

$$\boldsymbol{\sigma}=-p\boldsymbol{I}+\mu\left(\nabla\boldsymbol{u}+(\nabla\boldsymbol{u})^{\mathrm{T}}\right) \tag{2}$$

ここで，μ は粘性係数 [Pa·s]，p は圧力 [Pa]，$\boldsymbol{I}$ は 2 階の恒等テンソルである．支配方程式 (1) に対して，移流の卓越や非圧縮性に起因する数値不安定性を回避するため，SUPG/PSPG 安定化有限要素法[1] を適用する．また，流速・圧力 1 次の四面体要素を用いて空間離散化を行い，時間離散化には無条件安定となる Crank-Nicolson 法を適用する．

2.2. 試験領域及び入力条件の設定

試験領域 Ω_f に対して粒子群が自由落下・接触・静止する解析を行うことで，粒子のランダムかつ偏在のない配置を決定する．このとき，透水方向に平行な境界については周期境界条件を満足するように粒子を充填する．なお，粒子の充填には個別要素法[2] を用いた．粒子の表面において滑りなし条件，壁面における流速に対して周期境界条件を設定することで数値実験を実施する．

次に，間隙流体の駆動力について述べる．間隙流体は重力の作用により位置水頭・圧力水頭を得て水頭差により透水しているものとする．流動が大域的に見て定常状態とみなせるとき，間隙流体に作用する外力 $\boldsymbol{f}$ は

$$\boldsymbol{f}=-g\boldsymbol{J} \tag{3}$$

と表すことができる．ここで，g は重力加速度，$\boldsymbol{J}$ は動水勾配ベクトルである．本研究における透水問題設定では位置水頭が解析領域内で変化しないため，任意の流下方向を考えるとき，区間 Δz に生じる動水勾配の大きさ $J=|\boldsymbol{J}|$ は着目区間での圧力変化量の絶対値 $|\Delta p|$ から

$$J=\frac{1}{\rho g}\frac{|\Delta p|}{\Delta z}=\frac{1}{\rho g}\overline{P_z} \tag{4}$$

のように求められる．一連の数値実験では解析領域の z 軸正方向を流下方向として設定し，上式に表れる流下方向の平均的な圧力勾配の大きさ $\overline{P_z}$ を所与の条件とした解析を行う．

2.3. 透水性評価方法

本研究では，流れが定常に達した状態での流出面における平均流速を透水流速として，次式により算定する．

$$v_f=\frac{1}{|\partial\Omega_f^{\forall}|}\int_{\partial\Omega_f^{\forall}}\boldsymbol{u}\cdot\boldsymbol{e_3}\,\mathrm{d}\Omega \tag{5}$$

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

ここで，$\partial\Omega_f^{\forall}$ は試験領域 Ω_f において流下方向の単位ベクトル $\boldsymbol{e}_3$ に直交する任意の流出面，$|\bullet|$ は $\bullet$ の面積を表す．これにより，透水流速 v_f と Chilton ら[3] が提案した粒子レイノルズ数 Re を用いて，任意の動水勾配における透水挙動を整理することが出来る．また，次の見かけの透水係数 k' を数値実験による透水性評価の指標とする．

$$k' = \frac{v_f}{J} \tag{6}$$

数値実験から評価される見かけの透水係数 k' を Darcy 領域での透水係数 k_0 で除すことにより，等価透水係数比 $\mathcal{F}$ を次のように定義する．

$$\mathcal{F} = \frac{k'}{k_0} \tag{7}$$

この指標は，Darcy 流れに対する非 Darcy 流れの透水性の低下度合いを表している．具体的には，Darcy 領域では $\mathcal{F} = 1$，流速の増加などに伴い流れが複雑化し透水性が低下すると値が 1 より小さくなる（$\mathcal{F} < 1$）という 2 つの特性を持つ．

3. 数値実験結果

本稿では，間隙比を 5 パターン変化させた解析結果を示す．粒子群の粒径を D=1.0mm とし，直径あたりのメッシュ分割数は 30 とした．また，間隙流体の物性値として，室温条件における水と同様の質量密度 ρ = 1,000 [kg/m^3]，粘性係数 $\mu = 1.0 \times 10^{-3}$ [Pa·s] を用いた．

間隙比 e = 0.419 における流速分布及び流線の可視化結果を Fig.1 に示す．流速分布から局所的に流速が卓越する様子が，流線から試験領域内部で粒子群の影響により流れが乱れている様子が観察できる．Fig.2 に式 (5)，式 (6) により評価したレイノルズ数と疑似透水係数の関係をまとめた．この図から，各間隙比 e においてレイノルズ数が 1 付近で透水性が低下し，流速に対する透水係数の線形性 (Darcy 則) から逸脱していることが分かる．この結果は既往報告[4] と一致する．また，Fig.3 にまとめたレイノルズ数と等価透水係数比の関係から，透水性低下傾向は間隙比の多寡に依存せず非常に類似していることが分かる．このことから透水性低下の傾向に対して間隙比の影響は極めて限定的であるといえる．

4. 結論

本研究では，Darcy 領域から非 Darcy 流れへの遷移過程で生じる透水性低下傾向を分析することを目的として，間隙レベルにおける 3 次元浸透流シミュレーションによる数値実験を実施した．数値実験結果から，間隙比の多寡が透水性低下傾向に与える影響は限定的であるという知見を得た．今後は，幅広い粒度分布を持つ密な間隙構造のモデルや様々な粒径スケールの解析モデルに対して浸透流シミュレーションを行い，数値実験の立場から非 Darcy 流れにおける透水特性に関する知見を蓄積する必要がある．

参考文献

1) Tezduyar, T.: Stabilized finite element formulations for incompressible flow computations, Vol. 28 of *Advances in Applied Mechanics*, pp. 1–44, Elsevier, 1991.
2) Cundall, P. A. and Strack, O. D. L.: A discrete numerical model for granular assemblies, *Géotechnique*, Vol. 29, No. 1, pp. 47–65, 1979.
3) Chilton, T. H. and Colburn, A. P.: Pressure drop in packed tubes1, *Industrial & Engineering Chemistry*, Vol. 23, No. 8, pp. 913–919, 1931.
4) Fancher, G. H. and Lewis, J. A.: Flow of simple fluids through porous materials, *Industrial & Engineering Chemistry*, Vol. 25, No. 10, pp. 1139–1147, 1933.

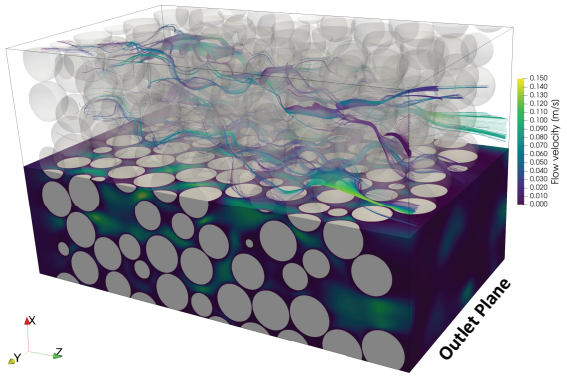


Fig. 1 Velocity distribution and streamlines

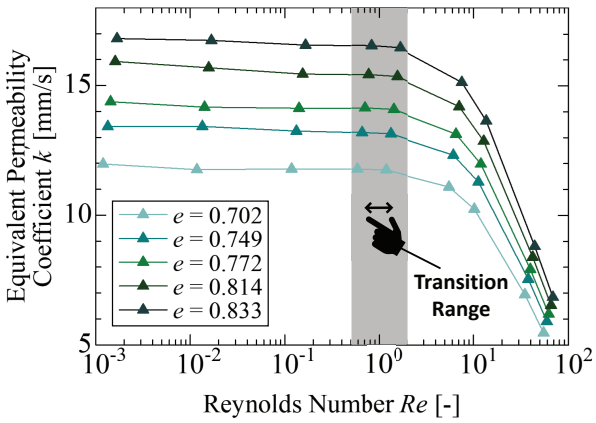


Fig. 2 Relationship between Reynolds number and the equivalent permeability coefficient

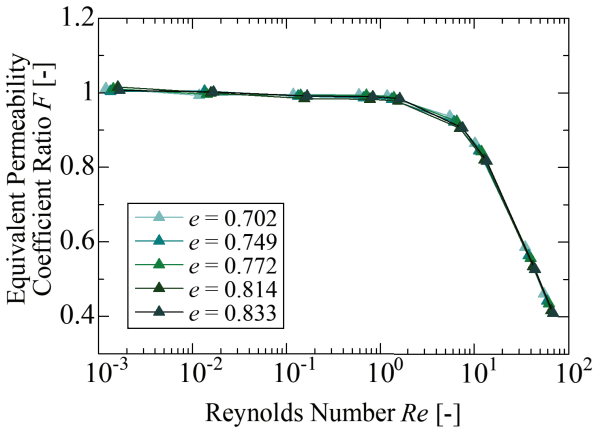


Fig. 3 Relationship between Reynolds number and the equivalent permeability coefficient ratio

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

物体形状に着目した水中落下実験の再現解析：異なる流体-固体連成手法の比較（シンポジウム講演概要）

Simulation of Underwater Drop Experiment Focusing on Object Shape: Comparison of Different Fluid-Solid Coupling Methods (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

福元　豊（長岡技術科学大）　桐山貴俊（清水建設(株) 技術研究所）　辻　勲平（九州大・工）
保坂幸一（八千代エンジニアリング）　西浦泰介（海洋研究開発機構）浅井光輝（九州大・工）
Yutaka FUKUMOTO, Nagaoka University of Technology
Takatoshi KIRIYAMA, Institute of Technology, Shimizu Corporation
Kumpei TSUJI, Kyushu University
Koichi HOSAKA, Yachiyo Engineering Co., Ltd.
Daisuke NISHIURA, Japan Agency for Marine-Earth Science and Technology
Mitsuteru ASAI, Kyushu University
E-mail: yfukumoto@vos.nagaokaut.ac.jp

This paper presents the simulation of an underwater drop experiment using several different coupled fluid-solid models, focusing on object shapes. The shapes of the objects are circular, rectangular, and L-shaped, and the dropping behavior of these objects is measured by image analysis in the model experiment. The validity and characteristics of each coupled fluid-solid model are investigated by comparing the results between the different coupled methods. The characteristics of the underwater drop experiment as a validation method are also discussed.

１．はじめに

土木工学分野において流体－固体連成の数値解析モデルが適用される問題には，出水時の河川の流れと流木や地震発生時の津波と漂流物など，固体の物体形状を流体中で考慮すべき場面が多い．また，間隙水と土粒子の微視的な相互作用から浸透破壊や液状化現象を考える場合にも，固体である土粒子の持つ複雑な形状を考慮することが重要である．しかし，高度な連成手法が数多く提案される一方で，物体形状を考慮した流体－固体連成の数値解析モデルの妥当性を確認する方法は十分に整理されていない．

このような背景のもと，本報では，物体形状に着目した水中落下実験 [1]の再現解析を複数の連成手法で実施した．今回の検討で用いた手法を分類すると，LBM-DEM [2), 3)], SPH-DEM [4)], CFD-DEM [5)], オープンソース [6)] に基づく CFD-DEM [7)] の合計 4 通りである．参照した水中落下実験では，円筒，角柱，L 字柱の 3 種類の形状を取り扱っており，これらの物体の落下挙動を画像解析により計測している．得られた結果から，各々の流体－固体連成モデルの妥当性の確認と異なるモデル間の比較を行った．また，妥当性の確認の方法としての水中落下実験の特徴も考察した．

２．水中落下実験 [1)]

Fig. 1 は，水中落下実験の装置である．アクリル箱は内寸で，高さ 350mm，幅 250mm，奥行き 100mm である．落下体は，円筒，角柱，L 字型の 3 種が用意され，外形寸法が 50mm に統一されている．落下体の奥行きはアクリル箱の内寸 100mm に対して，98mm であり，壁面摩擦が生じない長さである．実験手順は，アクリル箱に液体として水道水を高さ 340mm まで満たし，底面から 250mm の位置で固定した落下体を自由落下させる．実験開始と共に落下体を落下させ，その過程を正面から高速度カメラで撮影する．落下体に設置した標点を撮影した高フレーム画像に対し，パターンマッチングによる画像解析を施すことで，標点座標値の時刻歴を取得する．計測回数は，各形状ごとに 10 回ずつである．次項以降では，L 字柱の左下端部の参照点の落下挙動の結果のみを示す．

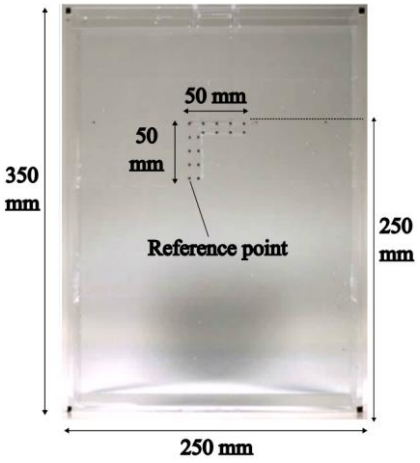


Fig. 1 Model experiment of underwater drop in case of L-shaped object [1)].

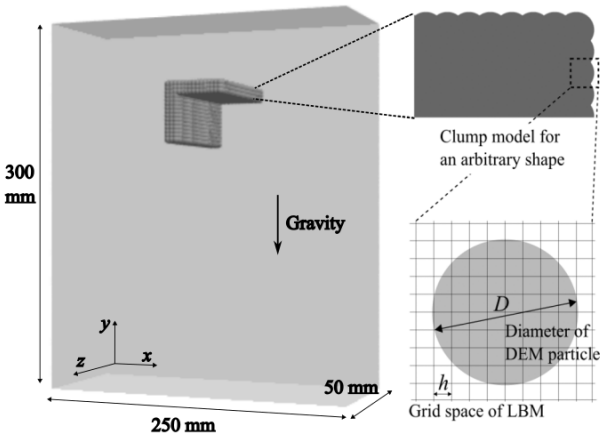


Fig. 2 Initial setup of numerical simulation of 3-D LBM-DEM in case of L-shaped object.

３．再現解析の結果の例：LBM-DEM

LBM-DEM による再現解析は，2 次元 9 速度モデルと 3 次元 27 速度モデルの両方の条件で実施した．Fig. 2 は，3 次元で落下体の形状が L 字柱場合の初期配置の様子である．LBM による流体計算の解像度は，物体を構成する固体の円形粒子の大きさ以下であり，格子幅は固体粒子直径よりも小さい値を設定する．

Fig. 3 は，参照点の y 座標の時系列変化と x-y 平面での落下の軌跡を示したグラフである．灰色のプロットは計 10 回の実験結果を示し，赤色と青色プロットはそれぞれ 3 次元と 2 次元の数値解析結果である．実験では 10 回の試行ともに，初期位置での姿勢から反時計周りに半回転して底面に着地する落下挙動が見られた．数値解析でも同じ特徴を確認し，底面に着地するまでの時間も実験とほぼ一致した．しかし，回転が始まる位置は，Fig. 3 (b)より，実験よりも高い結果となった．2 次元と 3 次元の数値解析同士の結果の比較では，高さ方向の回転位置が一致した．

４．再現解析の結果の例：SPH-DEM

SPH-DEM については，解像度による結果の差異を確認するため，L 字柱の長辺 50mm に対する流体解像度（流体粒子径）の比 R=1/20, 1/25, 1/50 を設定した 2 次元解析を実施した．詳細は割愛するが，流体と物体の相互作用力には体積積分型の流体力計算を実施した．Fig. 4 から，SPH-DEM においても実験と同様の反時計回りに半回転してから着底する落下挙動を，解像度に依らず再現することができた．また，LBM-DEM の解析結果よりも高い位置で回転が生じたものの，より実験結果に近い結果が得られた．

５．おわりに

本報では，紙面の都合上，物体形状が L 字柱の場合の結果の一部のみを示した．今回紹介した結果の他に，円柱と四角柱の結果や，CFD-DEM による再現解析の結果が得られており，今後は解析結果同士の比較も進める予定である．

参考文献

1) 桐山貴俊，福澤大輔：LBM-MPM を用いた固液連成解析法の定式化および妥当性確認，計算工学講演会論文集，23，pp.1134-1139，2018.
2) 福元　豊，桐山貴俊：物体形状に着目した水中落下実験の DEM-LBM 連成モデルによる再現解析，第 25 回応用力学シンポジウム，2C12-20-01，2022.
3) Y. Fukumoto, H. Yang, T. Hosoyamada and S. Ohtsuka: 2-D coupled fluid-particle numerical analysis of seepage failure of saturated granular soils around an embedded sheet pile with no macroscopic assumptions, Computers and Geotechnics, 136, 104234, 2021.
4) K. Tsuji, M. Asai, K. Kasama: Seepage failure prediction of breakwater using an unresolved ISPH-DEM coupling method enriched with Terzaghi's critical hydraulic gradient, Advanced Modeling and Simulation in Engineering Sciences, 10(1), pp.1-27, 2023.
5) 西浦 泰介，下坂 厚子，白川 善幸，日高 重助：離散要素法と直接数値計算法を用いる粒子群干渉沈降挙動のハイブリッドシミュレーション，化学工学論文集，32(4), pp. 331-340, 2006.
6) 保坂 幸一，松山 昌史，加藤 勝秀：2 次元・3 次元ハイブリッド津波解析手法に関する研究，土木学会論文集 B2(海岸工学)，77(2)，pp. I_19-I_24，2021.
7) C. Goniva, C. Kloss, N.G. Deen, J.A.M. Kuipers and S. Pirker: Influence of rolling friction on single spout fluidized bed simulation , Particuology, 10(5),pp.582–591,2012.

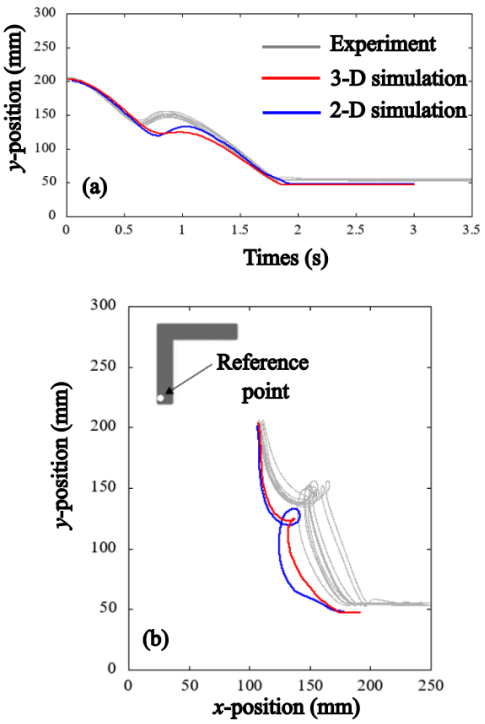


Fig. 3 Numerical results of LBM-DEM. (a) Evolution of y-position of reference point with time, and (b) Falling trajectory in x-y coordinate in case of L-shaped object.

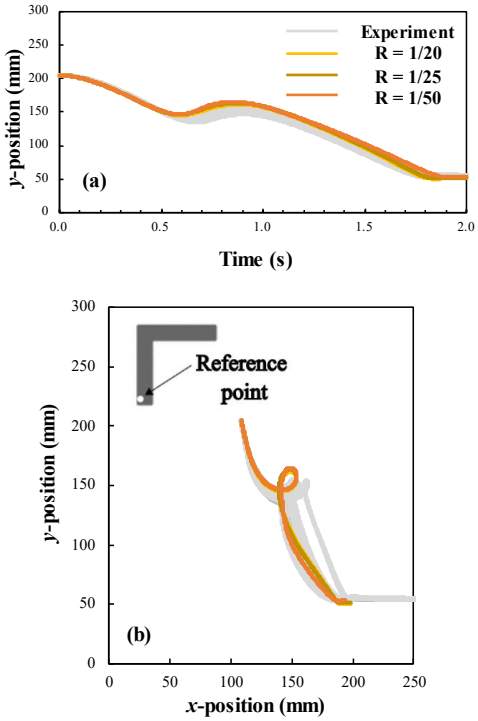


Fig. 4 Numerical results of SPH-DEM. (a) Evolution of y-position of reference point with time, and (b) Falling trajectory in x-y coordinate in case of L-shaped object.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

個別要素法を用いた横方向加振時の粒状貨物荷重に対する壁－粒子間摩擦係数影響の評価（シンポジウム講演概要）

Evaluation of the Particle-Wall Friction Effects on Dry Bulk Cargo Loads during Transverse Acceleration Using by DEM (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

鶴田　若葉（日本海事協会）　　柳本　史教（日本海事協会）　　石橋　公也（日本海事協会）
Wakaba TSURUTA, Nippon Kaiji Kyokai (ClassNK)
Fuminori YANAGIMOTO, Nippon Kaiji Kyokai (ClassNK)
Kinya ISHIBASHI, Nippon Kaiji Kyokai (ClassNK)
E-mail: w-tsuruta@classnk.or.jp

The internal load working on the ship hull was evaluated using by discrete element method (DEM) with various particle-wall frictions. As the friction coefficient increases, dynamic shear force on the bottom plate and the pressure-receiving side wall (here the right-side wall) increases and dynamic pressure on the right-side wall decreases. The analyses results indicate that the particle-wall friction has the potential to reduce the inertial force caused by transverse accelerated cargo.

１．背景

鉄鉱石やニッケル鉱などの粒状貨物は貨物船船倉内部へ未梱包で積載する“ばら積み方式”で輸送し，ばら積み乾貨物と呼ばれる．船体構造の合理的な設計のためにはこのような粒状貨物から船体が受ける内圧の正確な評価が重要である．このような粒状貨物による内圧を評価する際，液体と同様の考え方が適用されてきたものの，永元ら [1]および田中ら [2]による実験的研究の結果，横方向加速度を受ける粒状貨物による船倉内壁への慣性力が摩擦力により低減されると示唆されるなど，液体とは異なる取り扱いをする必要があると考えられ，さらなる研究が必要である．しかしながら，鉱石圧及び摩擦力の計測に関して，実験的検討における十分な精度の確保は困難である．

一方，現象を離散化した数値解析では摩擦係数の操作や摩擦力の計測が比較的容易である．数値解析を用いた例として，藤ら [3]は実験及び個別要素法（Discrete Element Method, DEM）により，船体ロール運動時の動的圧力を評価し，貨物質量に横方向加速度を乗じた慣性力に比べて小さくなると示した他，鉛直方向加速度に対する粒状貨物荷重ではアーチ効果が発現することが個別要素法と有限要素法との連成解析により示されている [4]ものの，摩擦係数の荷重への寄与について系統的検討はなされておらず，また内圧分布が液体想定時と異なるのか，あるいは一致するのかは明らかにされていない．

そこで，本研究では DEM を用いて，横方向加振時の粒状貨物に起因する動的荷重における，壁－粒子間摩擦係数の影響を評価した．

２．計算モデルおよび計算条件

本研究では汎用 CAE である LS-DYNA の DEM 機能を用いて，個別要素粒子が容器に及ぼす荷重を評価した．

計算モデルに関して，本来の船殻はホッパー斜板等を有する複雑な形状であるが，ここでは簡単のため Fig.1 に示す矩形断面構造の容器を用いた．計算コスト削減を図るため擬似的な周期境界条件を設定し，摩擦係数を 0 とした剛体壁をモデルの前後に設けた．また，簡単な問題とするため，船体変形によって起因する荷重再分配効果（アーチ効果）の発生を避ける目的から，容器は全て剛体とした．幅 860 mm, 高さ 420 mm, 奥行 130 mm の容器に，半径 r=3 mm の個別要素粒子を積荷高さ h_c=342 mm まで充填した．このとき，貨物嵩密度 ρ_c=4225 kg/m^3，貨物総質量 m=162.4 kg であった．モデル全体に重力加速度gを掛けた後，容器に対して$-y$方向の横方向加速度a_Yを 0.0~4.9 m/s^{2}まで付与した．

上述のモデルを用いて粒状貨物荷重における壁面摩擦影響を評価するため，粒子-壁間摩擦係数 μ_s^{p-w} =1.0×10^{-4}, 0.125, 0.250, 0.500, 0.750 の全 5 ケースで解析した．全てのケースで粒子間摩擦係数を μ_s^{p-p}=0.50（並進方向），μ_r^{p-w}=0.1（回転方向）とした．

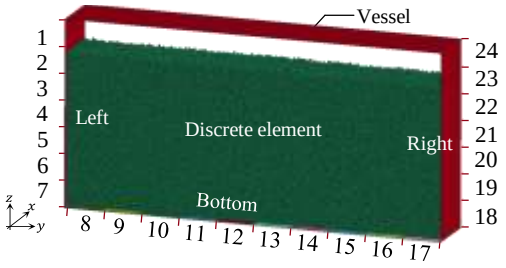


Fig. 1 Numerical model.

３．計算結果

μ_s^{p-w}=0.250 のケースについて，作用面における合力の履歴を Figs. 2, 3 に示す．横方向加速度の増加に伴い，右側壁の直圧力並びに底板及び右側壁の摩擦力が増加した．反対に左側壁は直圧力及び摩擦力の両方の荷重が減少した．ただし，乾燥粒子との接触では負圧は生じず，荷重の減少量が静圧分を超過しないため，左側壁の直圧力変動量は右側壁に比べて小さい．

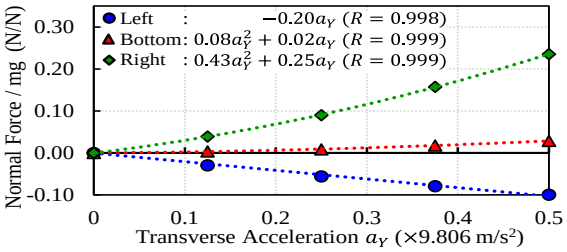


Fig. 2 History of normalized normal contact forces on the wall.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

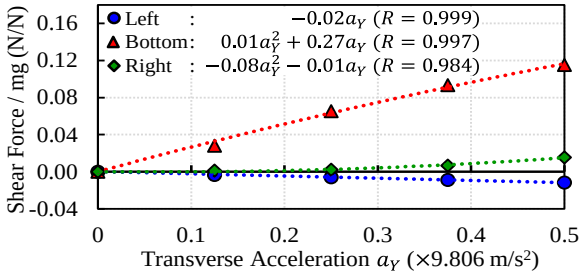


Fig. 3 History of normalized shear contact forces on the wall.

静止状態（a_Y=0.0g）における荷重分布を Fig. 4 に示す．荷重は Fig. 1 中 1～24 の区画における接触力の総和として評価した．側壁圧力では表層から下層にかけて増加するが，底板と接する最下部（Area 7, 18）ではその上部区画での圧力と同程度あるいは僅かに減少しており，完全な三角形分布を取らない点で液体貨物とは異なる．また，底板端部との隣接床（Area 9, 16）は，他の底板の荷重に比べて大きい．このようにコーナー部区画で荷重が減少し，その隣接区画では増加する現象は，容器形状によって接触粒子数が減少した結果すなわち個別要素法特有の現象である可能性，あるいは摩擦力の作用である可能性が考えられるが，更なる検討が必要である．静的荷重分布に関しては，壁－粒子間摩擦係数の違いによる有意な差は見られなかった．

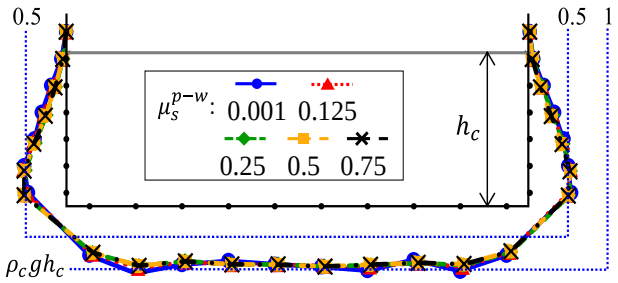


Fig. 4 Cross-sectional distributions of static internal loads.

加振時（a_Y=0.50g）における動的荷重分布を Fig. 5 に示す．ここで示す動的荷重は静止状態からの差分を指す．壁との摩擦が殆ど存在しないケースを含めて，粒子が衝突する側の右側壁全域で直圧力が増加し，反対の左側壁では減少した．この傾向は，摩擦力が低い解析ケースにおいて顕著である．壁－粒子間摩擦係数の増加に伴い，右側壁の増圧が低減され，特に，動圧が最大となる底板付近の効果が顕著であった．一方，負圧を生じないため左側壁の直圧力は静圧分に留まり，各ケース間での有意な差は無かった．

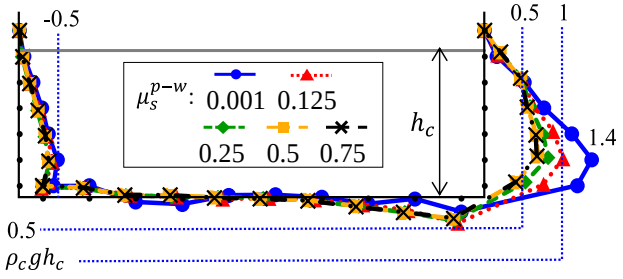


Fig. 5 Cross-sectional distributions of dynamic internal loads with a_Y=0.50g.

動的荷重が最大となる 2 つの区画 Area 19（直圧力最大）および Area 13（せん断力最大）における，動的荷重と壁－粒子間摩擦係数との関係を Figs. 6, 7 に示す．直圧力に関しては，底板中央では摩擦係数の影響が無いものの，右側壁では急激に減少した．一方，せん断力は底板中央と右側壁どちらも摩擦係数に伴い増加した．壁との摩擦力が増加すると粒状貨物の慣性力の増加幅が低減されると示された．動的荷重はμ_s^{p-w} = 0.001~0.250で急激に変動し，μ_s^{p-w} = 0.500 付近で頭打ちとなった．

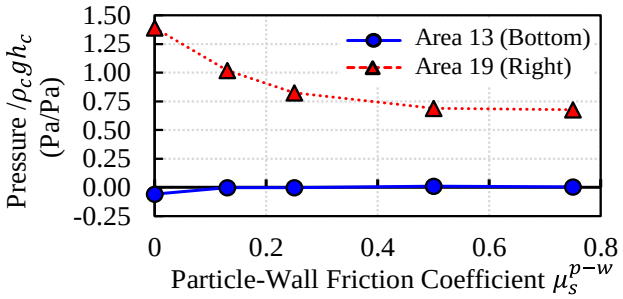


Fig. 6 Friction coefficient effects on dynamic normal pressure.

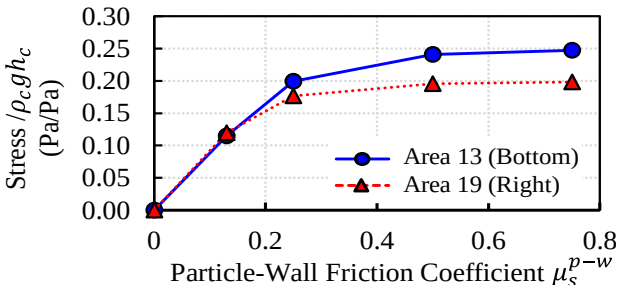


Fig. 7 Friction coefficient effects on dynamic shear stress.

4．結言

船倉内壁に作用する粒状貨物荷重の推定精度向上に向けて，個別要素法を用いて横方向加振時の動的荷重を評価した．解析の結果，壁－粒子間摩擦係数を増加させると，貨物粒子が衝突する側の側壁（右側壁）及び底板でのせん断力が増加し，右側壁の直圧力が減少し，壁と粒子との摩擦が，粒子による慣性力を抑える働きをすると示唆された．

参考文献

1) Nagamoto, R., Fukuda, S., Funaoka, K., Seike, Y., and Nohara, T: Dynamical Ore Pressure on the Hold of Ore Carrier, Journal of the Society of Naval Architects of Japan, 135, pp.215-228, 1974.
2) Tanaka, Y., Sakuma, M., and Ando, T.: Experimental Study on Pressure Loads Induced by Granular Cargo, Journal of the Society of Naval Architects of Japan, 186, pp.445-453, 1999.
3) Toh, K., Maeda, M., Yanagihara, D., and Yoshikawa, T.: Study on Estimation Method of Ore Pressure Utilizing Coupling Analysis of DEM and FEM. Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, 28, pp.63-74, 2018.
4) Yanagimoto, F., Sugimoto, K., and Ishibashi, K.: Numerical investigation of dry bulk cargo load during ship vertical motion, Ocean Engineering, Volume 266, Part 3, 2022.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

Stability chart for clay slopes by rigid plastic finite element method considering tensile strength (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

Zimeng Gao, Kanazawa University
Yuki Yamakuri, Chuo University
Xiong xi, Kanazawa University
Shun-ichi Kobayashi, Kanazawa University
E-mail: gzm1991010@stu.kanazawa-u.ac.jp

A tensile failure of a slope could occur under a low confining pressure, but it is not well investigated. Two charts for the safety factor of clay slopes computed by rigid-plastic finite element method considering tensile strength are presented and compared with Taylor's stability chart. The first chart is for cases without tension failure modes, similar to Taylor's chart. The second one is for cases with finite tension strength. Some differences can be observed in the failure modes and safety factors.

1. Background

Slope stability analysis is an important aspect of geotechnical engineering. finite element analysis allows for a more accurate prediction of the behavior of the slope under various loads and conditions. The use of rigid plastic finite element analysis is particularly useful for slopes that are subject to plastic deformation, as it considers the plastic properties of the material and the tensile stresses that may develop as the slope moves or deforms.Additionally, Taylor's slope stability chart[1)] is a tool used in geotechnical engineering to evaluate the stability of slopes. The chart considers several factors that contribute to slope stability, such as soil strength, height of slope, and angle of slope, to determine the stability of a slope. The chart is used to assess the probability of slope failure and to evaluate the influence of various design parameters on slope stability. Although a reassessment has been made[2)], it does not consider the effect of tension failure.

2. Purpose

It is sometimes observed that there are cracks near the crest of slopes at a disaster site. A tensile failure mode could occur under a low confining pressure though shear is a major failure mode of soils. Classical slope stability analysis methods that consider tensile failure modes and cracks. However, the classical slope stability analysis method is only an approximate solution, as it is a safety factor calculation assuming failure modes. One disadvantage of Taylor's chart is that no consideration of the effect of tensile failure on the results. By combining rigid plastic finite element analysis with Taylor's stability chart, the objective of this paper is to revisit the charts, including the consideration of tensile stresses. This can lead to a deeper understanding of slope stability problems.

3. Methodology

3.1. Failure criterion considering tensile failure

$$f(\boldsymbol{\sigma}) = \sqrt{J_2} - k + AI_1 \tag{1}$$

$$I_1 \le \beta k \tag{2}$$

The failure criterion is shown in Fig.1, Fig.2. The Drucker-Prager criterion is a mathematical model used to describe the plastic behavior of materials in the analysis of slope stability. It is a type of plasticity theory that considers the relationship between the hydrostatic stress (the average stress in a material) and the deviatoric stress (the difference between the maximum and minimum stresses in a material). tensile strength parameter is introduced to describe the maximum tensile stress that the material can sustain before it fails. The advantages of this formulation are as follows. It is easy to implement multiple failure criteria for multiple failure modes because it is based on the lower bound theorem. No assumptions of failure modes are necessary.

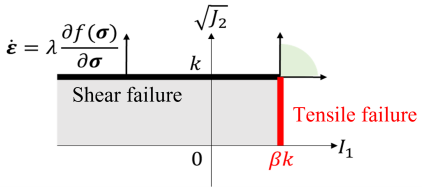


Fig. 1 Failure criterion ($A = 0$, pressure independent)

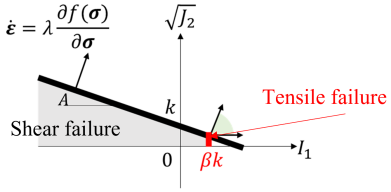


Fig. 2 Failure criterion ($A \neq 0$, pressure dependent)

3.2. RPFEM based on the lower bound theorem

$$\text{Find } max\ \alpha \tag{3}$$

$$\boldsymbol{B}^T\boldsymbol{\sigma} = \alpha\boldsymbol{\Gamma_0} + \boldsymbol{D}_d^T\boldsymbol{p} \tag{4}$$

$$\begin{cases} f(\boldsymbol{\sigma}) \le 0 \\ I_1 \le \beta k \end{cases} \tag{5}$$

The equality constraint condition is the equilibrium of forces where $\boldsymbol{\sigma}$ are stresses at the integration points, $\boldsymbol{\Gamma_0}$ is a reference external load multiplied by a load factor α, $\boldsymbol{p}$ are nodal forces on the Dirichlet boundaries.I_1criteria which approximate a tensile strength with a parameter β. For a given load system, the lower bound theorem is optimization problem to maximize the load factor under the statistic constraints (force balancing equation and yield condition).

4. Numerical experiments

4.1. Numerical conditions

To reassessment Taylor's stability chart, slope stability analysis was performed using a rigid-plastic finite element method considering tensile stresses. The model used in the analysis is shown in the Fig.3, the friction angle within the soil are taken as 0 (A=0), the cohesion is 10 kPa, the weight is 16 kN/m^3, the thickness of the quadratic analysis model is unit thickness. In order not to con-

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

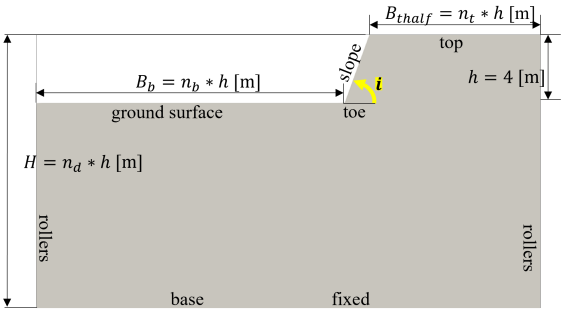


Fig. 3 Experiments model

sider the influence of the length of the bottom and top of the slope on the results, the top and bottom length of the model are equal in this numerical experiments. The height of the slope h is kept constant at 4 m, the variation value is the $n_d$of the overall height of the control model, the angle of the slope i, and whether to consider the soil tensile strength.

4.2. Numerical results

Table 1 Failure mode with experiment parameters

n_d	i	failure mode	location of tensile failure
1	90° ~ 50°	tf	top
1	50° ~ 20°	tf	top and slope
1	20° ~ 10°	sf	top and slope
1.2~4	90° ~ 61°	tf	top
1.2~4	60°, 59°	tf($\beta = 0$) cf($\beta = \infty$)	top
1.2~4	59° ~ 20°	cf	top
1.2~2	20° ~ 10°	bf	top and slope
4	13° ~ 10°	bf	ground surface and top

Table 2 Safety number about Tayolr and author

n_d	i	β	N_s	N_s(Taylor)
4	90°	∞	3.82	3.83
4	90°	0	3.71	-

The experiments result is shown in the Fig.4, Fig.5, the failure mode is shown in Fig.6, the relationship of experiment parameters and failure mode is shown in Table 1, safety number is shown in Table 2. Failure modes could be classified into four types: toe of slope failure, compound failure, slope failure,and base failure. When tensile failure was not considered, the results were in general agreement with Taylor's stability chart. Failure modes and their tendency to diverge were consistent with the Taylor's stability chart.The solution (stability number) of the previous study assumes a failure mode (possibility of being on the dangerous side), whereas the solution of this study is slightly smaller than that of the previous study(The safety number is reduced by about 0.3%). When tensile failure is considered, the safety number N_s is further reduced by a maximum of about 2.77% at a slope angle of

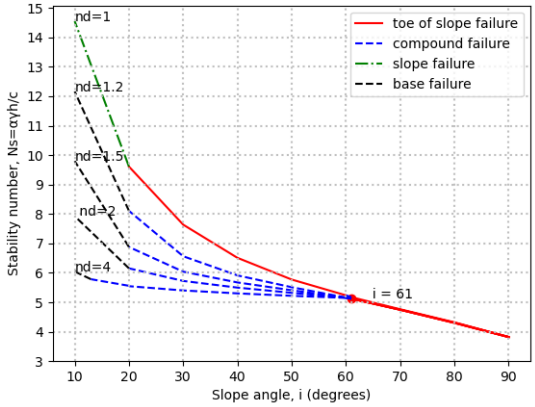


Fig. 4 Reassessment of Taylor's Stability Chart(no tensile strength)

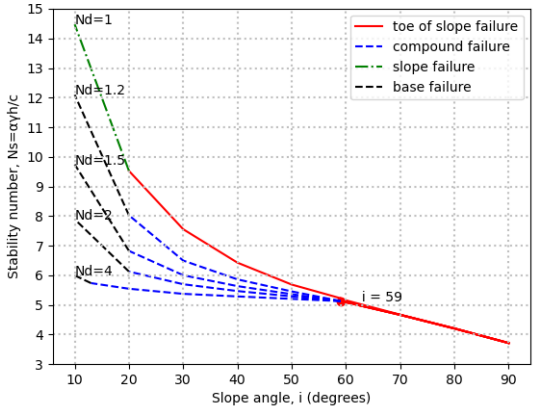


Fig. 5 Reassessment of Taylor's Stability Chart(consider tensile strength)

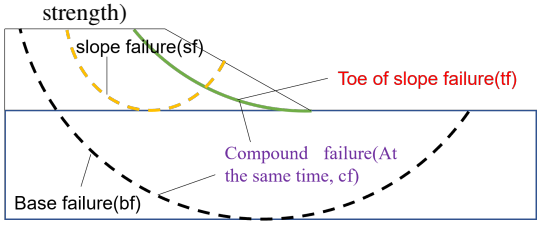


Fig. 6 Failure modes

90°. The effect of tensile failure on the stability factor became smaller as the slope angle became less severe (about 0.24% decrease at a slope angle of 20°). Failure modes diverged at slope angles between 59° and 60°. This is a larger value than in previous studies(in Taylor's result, failure modes diverged at slope angle is 53°).

5. Summary

Some differences can be observed in the failure modes and safety factors. Influences of seismic loads, three dimensional geometries will be studied further.

References

1) Taylor, Donald Wood. Stability of earth slopes. J. Boston Soc. Civil Engineers 24.3 (1937): 197-247.
2) Steward, T., et al. Taylor's slope stability charts revisited. International Journal of Geomechanics 11.4 (2011): 348-352.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

The Influence of Material Property Variation on Rockfall Movement (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

Gaoyuan LYU, Kyushu University
Kiyonobu KASAMA, Kyushu University
E-mail: kasama@civil.kyushu-u.ac.jp

This study presents the effect of material property variation on 2D-rockfall movement using the random field generation for input material properties: Young's modulus, E, kinetic friction coefficient, μ_f, coefficient of restitution, COR, and density, ρ. Three indexes are used to describe the rockfall movement: runout distance, max. kinetic energy, and max. jumping height. In order to evaluate the influence of each parameter, a sensitivity analysis is implemented by calculating the partial Spearman's rank correlation coefficient. It is found that COR and ρ has more influential effect on rockfall movement, which means that as COV or ρ changes, the jumping, the kinetic energy, and the runout of rock are driven to change significantly. However, μ_f and E are less influential parameters on rockfall movement because their partial Spearman's rank correlation coefficients are almost 0. It is considered that the effect of material property variation of COR and ρ should be taken into account, while that of E and μ_f can be selectively considered.

1. Introduction

Rockfall movement is affected by material property variations such as physical and mechanical parameters, such as Young's modulus, density, and kinetic friction coefficient, which make it complex and difficult to figure out. An adequate understanding of the rockfall movement is needed to design fences as a countermeasure against this disaster. Therefore, it is important to evaluate the influence of material property variation on rockfall movements.

This study employs the Distributed Contact Discrete Element Method (DCDEM) (Canelas et al.[1]) to simulate the rockfall movement combined with the random field theory (Baecher et al.[2]). By using the Monte-Carlo simulation (MCS), a stochastic variation for the material property is introduced and its corresponding output movement is analyzed statistically. Based on the statistical results, a quantitative analysis is implemented by using a partial Spearman's rank correlation coefficient. Finally, the influence of each material property on rockfall movement is evaluated.

2. Rockfall Model

The phenomenon that a single rock or a group of rocks downward on a slope is called rockfall. The rockfall phenomenon occurs frequently in Japan. Nakaya et al.[3] collated the survey named *reality of cliff failure disaster* for the period between 1972 and 2018 in Japan. The whole slope is divided into three parts, the ground, the slope, and the top of the slope. Referring to this publication, it is found that the greatest possibility of rockfall occurs at relatively steep slopes around 50 degree. More than 50% of the disaster's slope profile shape is simplified as straight. Half of the disaster's occurrence location is the top zone of the slope.

Based on this survey, a typical slope for high-risk rockfall is assumed. In this model, the slope gradient is assumed as 50 degree with a straight line and the slope height is 15 m (see **Fig. 1)**. A rock represented by a regular sphere with a diameter of 0.5 m is released from a 2 m height from the slope surface with no initial velocity.

3. Random Field

In this study, to represent the variation of the material property, each material property is represented by a specific distribution. Specifically, the kinetic friction coefficient, μ_f, and the coefficient of restitution, COR, are assumed to have a beta distribution due to their physical limitation of 0 to 1. Young's

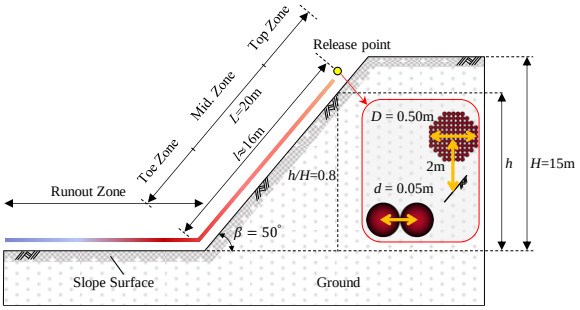


Fig. 1 Rockfall model.

Table 1 Input material properties for 2D-rockfall model

Parameter		Average value	COV	Distribution
E	Rock	60 GPa	0.2	Log-normal
μ_f	Rock	0.60	0.2	Beta
COR	Rock	0.70	0.2	Beta
ρ	Rock	2700 kg/m^3	0.2	Log-normal
v	Rock	0.25	-	-
E	Slope	3 GPa	0.2	Log-normal
μ_f	Slope	0.70	0.2	Beta
COR	Slope	0.30	0.2	Beta
v	Slope	0.35	-	-
Monte-Carlo Simulation iteration		2000		

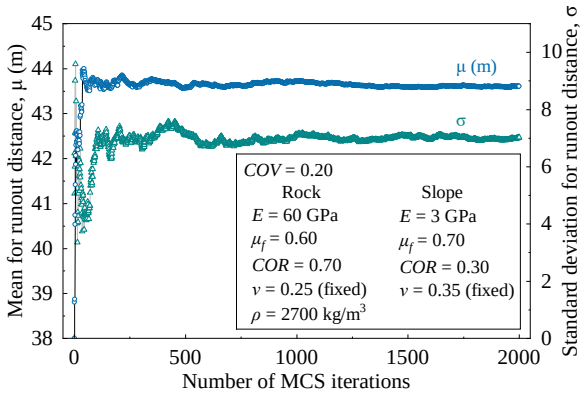


Fig. 2 Mean and Std. of runout distance against MCS iterations.

modulus, E, and density, ρ, are assumed to have a log-normal distribution to ensure a non-negative value. On the other hand, the Poisson's ratio, ν, is fixed because it has little variation in reality. Here, the coefficient of variation, $COV = \sigma/\mu$, a dimensionless parameter is employed to express the degree of the variation, calculated as the ratio of the standard deviation, σ, and the mean, μ. All input parameters are shown in **Table 1**.

4. Results

4.1 Number of MCS iterations

Fig. 2 illustrates the relationship between the number of MCS iterations and the mean, μ, and the standard deviation, σ, of runout distance. It can be judged that the variation decreases quickly after 100 iterations, and 2000 times MCS iterations are enough to ensure the convergence of the results.

4.2 Statistic results

Fig. 3 depicts the histogram of the runout distance with its fitted curve, for a given COV = 0.20 for all input material properties. The results show that the runout distance is over 20 m and up to 75 m and is concentrated at 42 m. The result for constant input parameters as average values shown in **Table 1**, is 42.1 m and represented by the dark red line in **Fig. 3**.

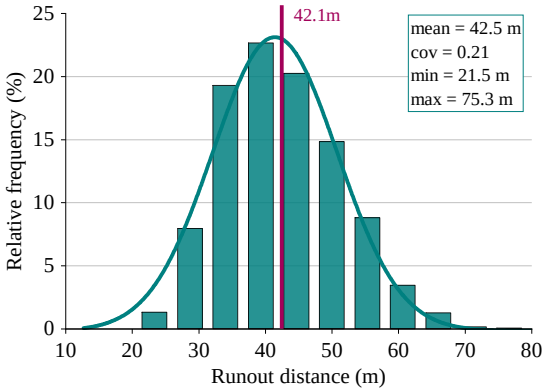


Fig. 3 Statistic results in runout distance.

4.3 Sensitivity analysis

In order to evaluate the influence of each material property on rockfall movement, a 6th-order partial Spearman's rank correlation coefficient, ρ_s, is introduced as follows:

$$\rho_{s(AB;CDEFGH)} = \frac{\rho_{s(AB;CDEFG)} - \rho_{s(AH;CDEFG)} \cdot \rho_{s(BH;CDEFG)}}{\sqrt{1-\rho^2_{s(AH;CDEFG)}} \cdot \sqrt{1-\rho^2_{s(BH;CDEFG)}}} \quad (1)$$

where $\rho_{s(AB;CDEFGH)}$ is the partial Spearman's rank correlation coefficient between A and B after controlling the effect of $CDEFGH$. ρ_s varies between -1 and 1, where the former indicates a perfect negative correlation and the latter a perfect positive correlation. The results are depicted in **Fig. 4**.

Three indexes are used to describe the rockfall movement: runout distance, max. kinetic energy, and max. jumping height.

As result, it is found that COR for rock shows the most significant positive linear influence on all indexes, that is as COR for rock increases, the jumping, the kinetic energy, and the runout of rock increase, as well as its ρ_s ranges from 0.14 to 0.35. Similarly, COR for slope is the second influential property, and their ρ_s are 0.13 for runout distance, 0.14 for max. kinetic energy, and 0.04 for max. jumping height. It is considered that COR for both rock and slop has a positively linear influence on rockfall movements. In addition to COR, next, ρ_s of E, ρ, and μ_f, are all less than 0.1. Specifically, E for slope has a positive linear influence with ρ_s from -0.01 to 0.03. E for rock has no influence on jumping and kinetic energy, where ρ_s are -0.01 and 0, respectively. μ_f for both rock and slope almost has no influence on rockfall movement because their ρ_s range from -0.02 to 0.01. ρ for rock has a negative influence on jumping and kinetic energy, where ρ_s are -0.06 for max. jumping height and -0.08 for max. kinetic energy, respectively, however, ρ has no influence on runout because its ρ_s is 0.00. It means that as ρ for rock increases, the jumping and kinetic energy decrease but nothing changes in runout distance.

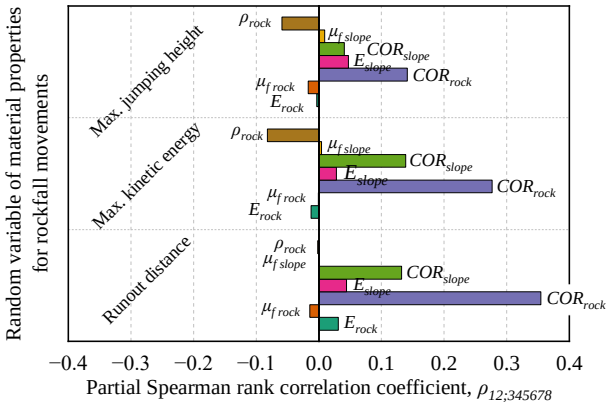


Fig. 4 Partial Spearman's rank correlation coefficient for each material property.

5. Conclusions

The effect of material property variation on rockfall movement is quantitively analyzed by the combination with the random field and a partial Spearman's rank correlation coefficient. The following conclusions are drawn:

a) The COR for rock has the greatest positive linear effect on rockfall movement in all three indexes, runout distance, max. kinetic energy, and max. jumping height. Their ρ_s range from 0.14 to 0.35, much more than those of other material properties.

b) The COR for slope is the second influential parameter on rockfall movement and their ρ_s range from 0.04 to 0.14.

c) The ρ for rock has a relatively large negative linear effect on jumping and kinetic energy with ρ_s = -0.06 and ρ_s = -0.08, respectively, but it is non-influential on runout distance with ρ_s = 0.00.

d) The E for both rock and slope and μ_f for both rock and slope have little effect on rockfall movement, where their ρ_s vary from 0.01 to 0.04, and from -0.02 to 0.01, respectively.

e) Above, it is considered that the effect of material property variation of COR for both rock and slope and ρ for rock should be taken into account, while that of E and μ_f for both rock and slope can be selectively considered.

References

1) Ricardo B. Canelas, Alejandro J.C. Crespo, Jose M. Domínguez, Rui M.L. Ferreira and Moncho Gómez-Gesteira.: SPH–DCDEM model for arbitrary geometries in free surface solid–fluid flows, *Computer Physics Communications*, Vol. 202, pp. 131-140, 2016.

2) Gregory, B. Baecher and John, T. Christian.: Reliability and statistics in geotechnical engineering, *WILEY*, 2003.

3) Hiroaki, N., Shigetaka, T. and Akito, K.: Reality of cliff failure disaster, *TECHNICAL NOTE of National Institute for Land and Infrastructure Management*, No. 1122, 2020.

落石形状特性が到達分布に与える影響のモデル化（シンポジウム講演概要）

Modellig the effect of rock shape characteristics on run-out distribution(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

吉田　大活（東北大）　野村　怜佳（東北大）　森口　周二（東北大）
寺田　賢次郎（東北大）　津田　悠人（東京都市大）　吉田　郁政（東京都市大）
Taiki YOSHIDA, Tohoku University
Reika Nomura, Tohoku University
Shuji MORIGUCHI, Tohoku University
Taro OYO, Tohoku University
TUDA Yuto, Tokyo City University
Taro YOSHIDA, Tokyo City University
E-mail: riron_hanako@nctam.jp

This study aims to quantitatively analyze the effects of the rock shape on run-out distribution of rockfalls. A series of rockfall simulation was conducted using the discrete element method. 36 rock models were created by varying the shape representation parameters (aspect ratio, flattening ratio, and cut ratio), and the run-out distribution was obtained for each rock model. The relationship between the sphericity and run-out distributions was then analyzed. As a result, it was found that the effects of rock shape on run-out distribution of rockfalls can be expressed by two sphericities.

1. はじめに

落石は斜面災害の一種で，特に山岳地帯で多くの人的被害や経済的損失をもたらす．特に道路や鉄道における安全を考える上で，落石のリスク低減は重要な課題である．落石のリスクを低減するためには，落石の高精度なリスク評価が必要であり，近年では数値シミュレーションを用いた研究が多く存在する．代表的な落石のシミュレーション手法として非質点系手法の個別要素法（DEM : Discrete Element Method）[1] があり，リスク評価の強力なツールとして認知されている．

落石に関する研究については，斜面の材質や粗さが岩塊の反発特性や摩擦特性に与える影響など，多くの研究成果が報告されている．一方で，岩塊の形状特性が落石の到達分布特性に与える影響については，未解明な部分が多い．そのため，本研究では，個別要素法による落石シミュレーション結果に基づいて，落石の形状特性が到達分布特性に対して与える影響を，物性値の影響を含めて評価することを目的とする．さらに，得られた分析結果に基づいて，到達分布特性を岩塊の形状特性から回帰するモデルを構築し，その有用性について議論する．

2. DEM（個別要素法）

DEM は，不連続体の接触や衝突を扱うことができる手法である．各要素を剛体ブロックとして表現し，要素同士の貫入を許容するという仮定に基づいて要素間力を評価し，剛体並進と剛体回転に関する運動方程式を解く．

本研究では，多角形要素を扱うことが可能である ESSS（Engineering Simulation and Scientific Software）社の DEM ソフトウェアである Rocky-DEM[2] を用いる．各方向の接触力モデルに関しては，法線方向の接触力モデルにヘルツばね・ダッシュポットモデルを，接線方向の接触力モデルに線形ばね摩擦モデルをそれぞれ採用した．

3. 岩塊形状と到達分布特性の指標

岩塊モデル（以下，岩塊）の物性値を岩塊モデル表 1 に，斜面モデル（以下，斜面）の物性値を表 2 にそれぞれまとめた．また，全ての斜面勾配において，斜面から岩塊の重心までの高さ 6m，底辺から 56m の位置に岩塊を配置し，静かに落下させる．これは，各斜面勾配での落石の初期位置における位置エネルギーを一定にするためである．また，計算の試行毎に初期姿勢を変化させ，落石挙動のばらつきを表現する．

Table 1　岩塊の物性値

密度 (kg/m^3)	体積 (m^3)	バネ定数 (N/m)
2650	1.0	1.0×10^{10}

Table 2　斜面の物性値

反発係数	0.1	0.3	0.5
摩擦角 θ	20 度	30 度	40 度
斜面勾配	30 度	45 度	60 度

落石の到達分布に対して，岩塊の形状変化が及ぼす影響を表現するために，岩塊のアスペクト比，扁平率，カット比をそれぞれ変化させ，複数の異なる岩塊形状を用意した．アスペクト比と扁平率の組み合わせで 6 種類の岩塊形状を設定し，この 6 種類の岩塊に 3 種類のカット比をそれぞれ適用することで，計 18 種類の岩塊を作成した．作成した岩塊のイメージを textbfFig. 1 に示す．

岩塊の形状特性を表現する指標として，球形度を用いる．球形度は物体がどれだけ球体に近いのかを示すパラメータであり，球形度の値が 1.0 に近いほど，対象とする岩塊が球体に近いことを意味する．ただし，Reis らによると，下記のように球形度には複数の定義が提案されている．

$$\Psi_W = \frac{\sqrt[3]{36\pi V^2}}{A} \tag{1}$$

$$\Psi_{B\&G} = \frac{D_i}{D_C} \tag{2}$$

$$\Psi_A = \frac{V}{V_C} \tag{3}$$

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

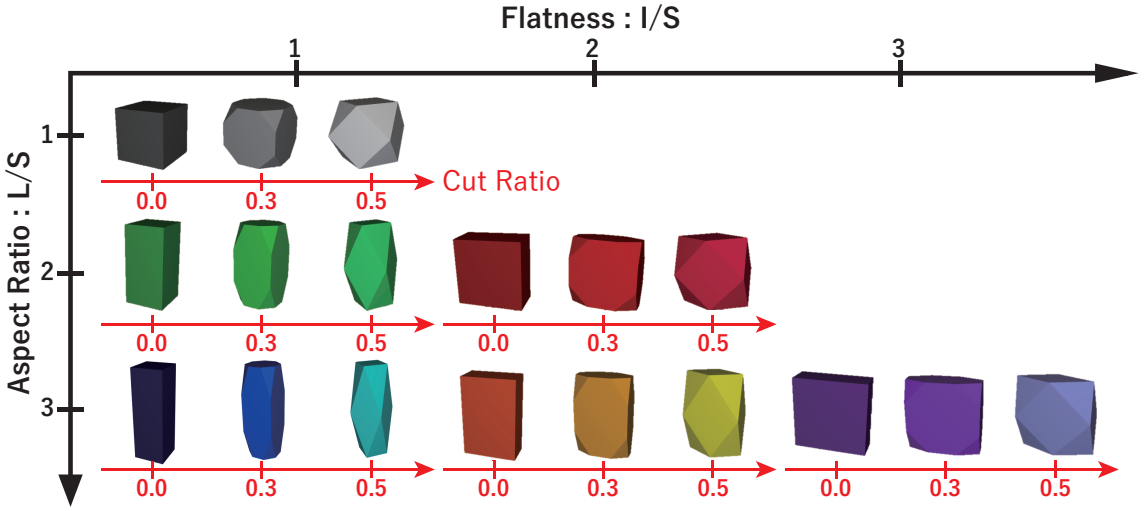


Fig. 1　岩塊形状のイメージ

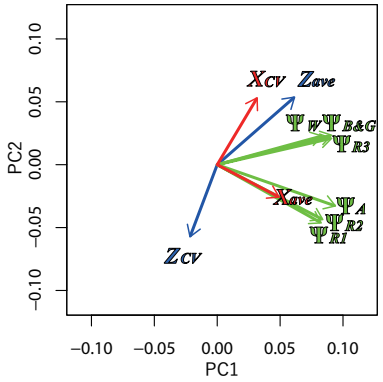


Fig. 2　主成分分析の結果

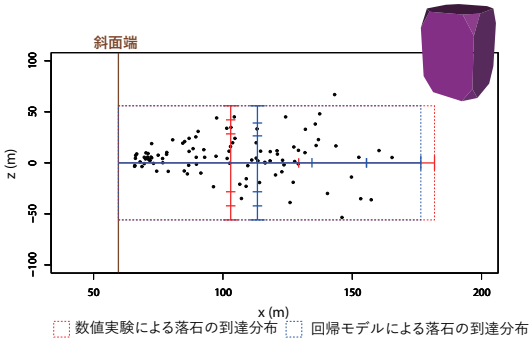


Fig. 3　数値解析と回帰モデルの比較

$$\Psi_{R1} = \frac{A}{\pi D_C^2} \tag{4}$$

$$\Psi_{R2} = \sqrt{\frac{A}{\pi D_C^2}} \tag{5}$$

$$\Psi_{R3} = \sqrt{\frac{D_i}{D_C}} \tag{6}$$

落石の到達分布特性を定量的に表現するため，x 方向の到達距離（X_{ave}），z 方向の中央線からの距離の絶対値（Z_{ave}）をそれぞれ定義した．また，到達分布の広がりを表現するため，x 方向と z 方向の変動係数（X_{CV}，Z_{CV}）も到達分布特性指標として採用した．

4.　形状特性が到達分布特性に与える影響の定量的評価

表 2 に示す各物性値を総当たりで変化させて 27 種類の計算条件を設定し，先述の 18 種類の岩塊モデルを考慮して，合計 488 ケースの落石シミュレーションを実施した．また，先述のように，落石経路のばらつきを表現するため，試行毎で岩塊の初期姿勢を 100 回変化させている．そのため，本研究で実施した落石シミュレーションは合計で 48800 回となる．以上の落石解析の結果をもとに，岩塊形状が到達分布特性に与える影響を定量的に評価する．

球形度と各到達分布特性の関係を主成分分析により分析した結果を **Fig. 2** に示す．図より，到達分布特性に対して形状特性が与える影響は，$\Psi_{B\&G}$ と Ψ_A の 2 種類の球形度で表現可能であることを確認した．

5.　落石到達分布の回帰モデル作成

斜面の物性値と球形度 $\Psi_{B\&G}$ と Ψ_A を説明変数とする落石到達分布の回帰モデルの構築を試みる．**Fig. 3** では，数値解析による落石の到達分布と，回帰モデルを用いて求めた落石の到達分布を比較している．これらの図より，回帰モデルは数値解析の結果を精度よく表現していることが確認できる．この結果より，2 種類の球形度と反発係数，摩擦角，斜面勾配を説明変数として，回帰モデルによって到達分布特性を評価できる可能性を確認した．

6.　結論

岩塊形状が落石の到達分布特性に及ぼす影響は，2 種類の球形度（$\Psi_{B\&G}$ と Ψ_A）を用いて定量的に評価できることが明らかとなった．また，形状特性である球形度 $\Psi_{B\&G}$ と Ψ_A を説明変数とする回帰モデルは，数値シミュレーションによって得られる落石の到達分布を精度よく予測することができることを確認した．

参考文献

1) Cundall, PA: A computer model for simulating progressive, large-scale movements in blocky rock systems, Proceedings of the International Symposium on Rock Mechanics, pp.11-18, 1971.
2) Rocky DEM Inc: Rocky software version 4.3.1, 2015.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

Regular Session | General Session (4.Fluid mechanics)

4.Fluid mechanics

座長:音田 慎一郎(京都大学)

Sat. May 27, 2023 8:30 AM - 9:30 AM D (6号館 3階 6309室)

[14001-04-01] Numerical simulation and three-dimensional flow characteristics for open-channel lateral cavity (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Wenhao Dong[1], Tatsuhiko Uchida[1] （1. Hiroshima University）

8:30 AM - 8:45 AM

[14001-04-02] Characteristics of Three-dimensional Turbulent Flow around Traditional Crib Spur Dyke (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Hao Zhang[1], Natsuki Uehara[1], Hiroshi Takebayashi[2], Yasuhiro Takemon[2], Yuko Ishida[3] （1. Kumamoto University, 2. Kyoto University, 3. Setsunan University）

8:45 AM - 9:00 AM

[14001-04-03] Linear stability analysis of river meanders taking account of a physical process of bank erosion (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Tomoya TERAKADO[2,1], Norihiro IZUMI[1] （1. Hokkaido University, 2. TEPCO Renewable Power, Inc.）

9:00 AM - 9:15 AM

[14001-04-04] Measurement of flow and sediment velocity distribution through fixed bed with difference surface-roughness (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Atsuko MIZOGUCHI[1,2] （1. Meijo University, 2. Tohoku University）

9:15 AM - 9:30 AM

©Applied Mechanics Committee, JSCE

Numerical simulation and three-dimensional flow characteristics for open-channel lateral cavity (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

Wenhao DONG, Hiroshima University
Tatsuhiko UCHIDA, Hiroshima University
E-mail: m213368@hiroshima-u.ac.jp

Lateral cavities are common in hydraulics studies and the presence of cavities has a significant impact on the flow pattern and the transportation of sediment and pollutants. In this paper, the three-dimensional flow effect around an open-channel cavity is extracted by conducting various numerical simulation methods through the investigation of the velocity distribution and flow oscillation characteristics.

1. Introduction

Lateral cavities widely exist in natural rivers, ocean shores, and a lot of hydraulic structures, for example, the groyne fields. These cavities have a significant effect on the velocity distribution, sediment transportation, and dispersion of pollutants. Therefore, simulating and understanding the flow characteristics around a cavity area is essential for a wide range of further investigations.

Experiments conducted by Kimura and Hosoda[1)] and Kimura et al.[2)] have given a detailed exploration of fundamental properties in an open channel lateral cavity. Cai[3)] and Mignot et al. [4)] analyzed the evolution of flow patterns experimentally in an open channel lateral cavity with different aspect ratios. While Juez et al.[5)] took multiple cavities as targets and conducted experiments for a wide range of shallowness ratios. However, the behavior of the three-dimensional (3D) flow effect has not yet been investigated. Little is known about how the 3D flow, including secondary flow, differs from the horizontal two-dimensional (2D) flow structure. Thus, a reliable and efficient computational model that could reproduce the flow pattern around a cavity and capture the 3D flow effect is much needed.

This study aims to contribute to exploring the gap between the real 3D water flow and the assumptions of the traditional 2D model and take a look into the 3D effect on the flow pattern around a lateral cavity.

2. Calculation Methods and experimental condition

BVC (Bottom Velocity Computation) method is a quasi-3D depth-integrated model. In this model, a set of depth-integrated equations, including depth-integrated momentum and vorticity equations, are used to evaluate the bottom velocity and vertical velocity distribution[6)]. The governing equations are listed in Table 1.

Table 1 Governing equations for the BVC method

Unknown variables	Governing equations	2DC	SBVC	GBVC
h	DI continuity	O	O	O
U_i	DI horizontal momentum	O	O	O
k	DI kinetic turbulence energy	O	O	O
u_{bi}	DI definition equations of horizontal velocity	-	O	O
Ω_i	DI horizontal vorticity	-	O	O
u_{si}	Horizontal momentum equations on water surface	-	O	O
W	Double integrated continuity	-	-	O
dp_b	DI vertical momentum	-	-	O

Note: DI = depth-integrated; SBVC = simplified bottom velocity computation method with shallow water assumption; GBVC = general bottom velocity computation method; h = water depth; U_i = depth-averaged horizontal velocity; k = kinetic energy; u_{bi} = bottom velocity; Ω_i = depth-averaged horizontal vorticity; u_{si} = water surface velocity; W = depth-averaged vertical velocity; dp_b = bottom pressure deviation from the bottom hydrostatic pressure.

In this study, the experimental results of Kimura and Hosoda[1)] were used as a reference to validate the reliability of the BVC model. The basic experimental conditions are shown below:

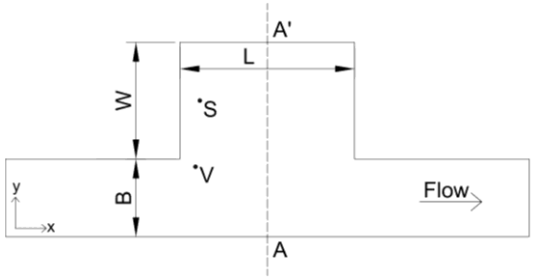


Fig 1. Schematic of open channel cavity in experiments

A lateral cavity with a length of L = 22.5cm is attached to the side wall of the open channel. The cavity extends W = 15 cm from the main channel, and the width of the main channel B = 10cm. For case 1, the streamwise velocity distribution for cross-section A-A' was measured. As for case 2, temporal velocity variations and surface elevation were measured at Point V and Point S, respectively. Other hydraulic parameters are listed in Table 2.

Table 2 Experimental and numerical parameters

Case	Discharge Q (L/s)	Water depth h (cm)	Channel Slope	Mesh size (cm)
1	0.23	1.00	1/1000	BVC: 0.25*0.25
2	0.747	2.02	1/500	3D: 0.25*0.25*0.1

In Case 1, OpenFOAM[7)] was also applied as a total 3D computation method for a better comparison among traditional 2D, quasi-3D, and experimental results. As for the roughness condition, all of the methods were set to smooth bed calculations which also correspond to the actual experimental condition. Besides, the time step of the BVC model was set as 0.1s while it was set automatically in OpenFOAM.

3. Results and discussion

All the results presented in Fig. 2 are time-averaged results calculated for 10s after reaching the steady state, it shows the streamwise velocity distribution for cross-section A-A'. The horizontal axis is the distance from the main channel, from 0 to 0.10m is the area of the main channel; while beyond 0.10m is the range within the cavity. The vertical axis is the depth-averaged streamwise velocity. Around the junction of the main channel and the cavity, and near the upper boundary wall of the cavity, there are big differences in the velocity distribution, especially between the 2D model and other models. The simulation results of the BVC models show a great agreement with the experimental

results and the 3D model result in this relatively shallow water condition. This also could be the reason why there are little differences between SBVC and GBVC, indicating the shallow water assumption $h/L<<1$ is reasonable for this condition.

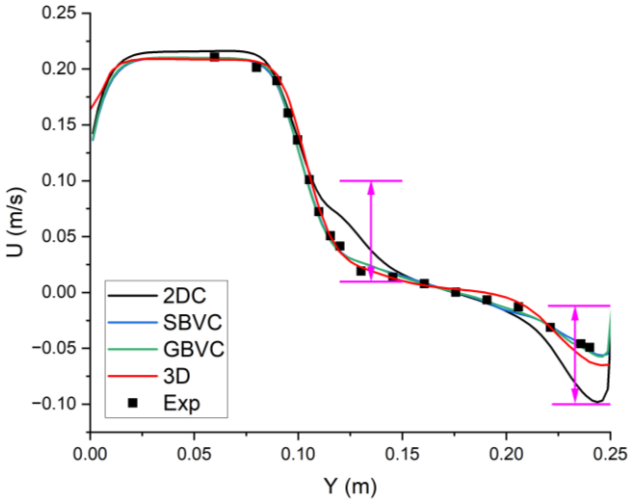


Fig. 2 Streamwise velocity distribution with various methods

By comparing the results of the BVC model with the 2D model, the 3D flow effect can be extracted. That is, the secondary flow contained in the 3D flow, to a certain extent, resists drastic changes in the flow field by transferring momentum outward from the cavity center, increasing the velocity gradient in the junction between the main channel and the cavity and near the upper boundary of the cavity.

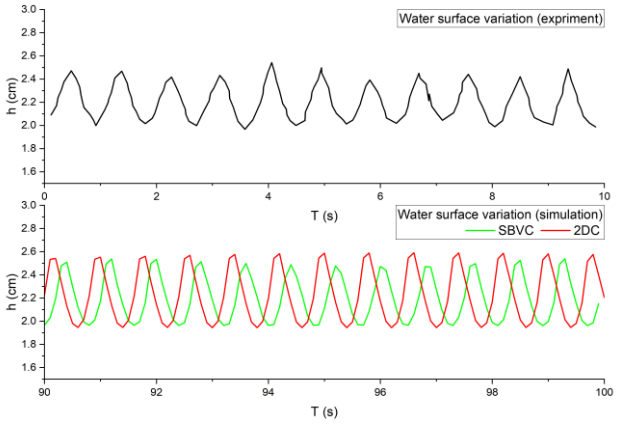


Fig 3. Temporal variation of water surface

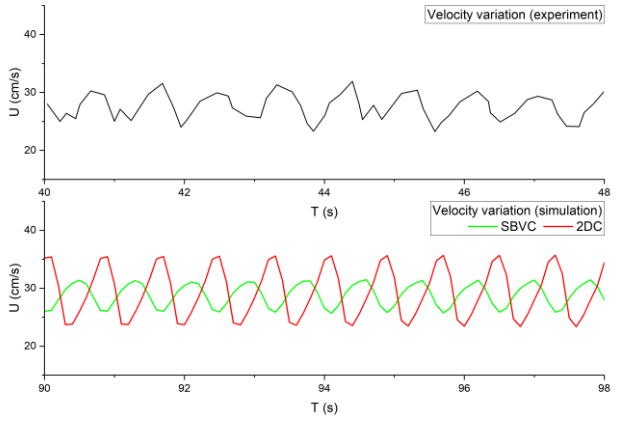


Fig 4. Temporal variation of streamwise velocity

Further analysis of temporal variation in water surface and streamwise velocity are shown in Fig. 3 and Fig. 4, respectively. The horizontal axes are the time elapsed for the experiment or the time after the simulation reaches the steady state. The detailed values of the time period and varied range are shown in Table 3. The simulation results provided by the SBVC model could reproduce the oscillation characteristics for both time period and oscillation amplitude while the 2D model overestimated the amplifications and underestimated time periods.

Table 3 Temporal variation characteristics

Case	Time Period	Varied Range
h (exp)	0.85s	1.97cm-2.54cm
h (BVC)	0.82s	1.97cm-2.54cm
h (2DC)	0.80s	1.95cm-2.59cm
U (exp)	0.85s	0.23m/s-0.32m/s
U (BVC)	0.82s	0.25m/s-0.31m/s
U (2DC)	0.80s	0.23m/s-0.36m/s

4. Conclusion

This study set out to explore the flow characteristics around an open-channel lateral cavity including the velocity distribution and the temporal variation of water surface and velocity. By using a quasi-3D model called the Bottom Velocity Computation method together with OpenFOAM and experimental investigation, the three-dimensional effect was captured and the BVC model had also been proven to be reliable and efficient for open-channel cavity flows.

The presence of secondary flow in 3D flows can lead to velocities near the cavity boundaries much slower than the prediction of the 2D model. In other words, the 3D flow effect increases the resistance within the cavity which can be explained by the momentum exchange due to the secondary flow. The 3D flow also decreases the temporal variation ranges of velocity and wave height and increases the time periods slightly.

A limitation of this study is that the reference experiments were conducted under quite shallow water conditions, with h/L equal to 0.04. And this could potentially lead to insignificant differences among various methods. Further studies regarding the role of relative water depth and aspect ratios would be worthwhile.

References

1) Kimura, I. and Hosoda, T.: Fundamental properties of flows in open channels with dead zone. Journal of Hydraulic engineering, Vol. 123, No. 2, pp. 98-107, 1997.
2) Kimura, I., Onda S., Hosoda, T., Shimizu, Y.: 2D depth-averaged model for computing secondary current and its effect on suspended sediment transport in a side-cavity. Annual journal of hydraulic engineering, JSCE, Vol.53, pp. 1075-1080, 2009.
3) Cai, W.: Experimental study of lateral cavities in open-channel flows. Fluids mechanics. INSA de Lyon, 2015.
4) Emmanuel Mignot, Wei Cai, Nicolas Riviere.: Analysis of the transitions between flow patterns in open-channel later cavities with increasing aspect ratio. Environmental Fluid Mechanics, Vol.19(1), pp. 231-253, 2019.
5) Carmelo Juez, Iria Buhlmann, Gaetan Maechler, Anton J. Schleiss, Mario J. Franca.: Transport of suspended sediments under the influence of bank macro-roughness. Earth surface processes and landforms, Vol.43, pp. 271-284, 2018.
6) Uchida, T. and Fukuoka S..: Numerical calculation for bed variation in compound-meandering channel using depth integrated model without assumption of shallow water flow. Advances in Water Resources, Vol.72, pp. 45-56, 2014.
7) OpenFOAM, 2006. The open-source CDF toolbox, user guide 2.4.0. www.openfoam.org.

伝統河川工法「聖牛」周りの３次元水理乱流特性に関する研究（シンポジウム講演概要）

Characteristics of Three-dimensional Turbulent Flow around Traditional Crib Spur Dyke (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

張　浩（熊本大）　植原　捺月（熊本大）　竹林　洋史（京都大）　竹門　康弘（京都大）　石田　裕子（摂南大）
Hao ZHANG, Faculty of Advanced Science and Technology, Kumamoto University
Natsuki UEHARA, Faculty of Engineering, Kumamoto University
Hiroshi TAKEBAYASHI, Disaster Prevention Research Institute, Kyoto University
Yasuhiro TAKEMON, Disaster Prevention Research Institute, Kyoto University
Yuko ISHIDA, Faculty of Science and Technology, Setsunan University
E-mail: hzhang@kumamoto-u.ac.jp Tel & Fax: 096-342-3579

This paper presented an experimental study on the three-dimensional mean flow and turbulence characteristics around a traditional Japanese crib spur dyke (Seigyu) under flood scenarios. In particular, this research focused on the time-averaged mean flow structures, the local water surface profiles, the turbulence kinetic energies and the Reynolds stresses. The results showed that the flow accelerated due to spur dyke overtopping and mainstream narrowing, the velocity reduced in the wake zone of the spur dyke and the flow separated due to the intensification of lateral flow. Due to the unique shape of the spur dyke, local downward and upward flows as well as complex distributions of turbulence kinetic energies and Reynolds stresses were observed in the vicinity of the spur dyke. The results demonstrate that the crib spur dyke enhances flow diversities and promotes exchanges of mass and momentum in both the vertical and the lateral directions.

１．はじめに

令和２年７月熊本県球磨川水害をはじめとする激甚河川災害をきっかけに，気候変動を見据えた流域治水への転換が全国的に広がるようになった．流域治水の実施においては，多様な治水手法の組合せや様々なステークホルダー間の連携が強く求められる．一方，自然材料と自然営力を活かした伝統河川工法は，経験的に把握された洪水流と土砂移動特性を踏まえて，小規模な対策で大きなスケールの治水を発揮できる住民参加型治水工法である．伝統河川工法は流域治水の理念に合致しており，技法の改良や近代的治水技術との融合による技術イノベーションが期待される [1]．

伝統河川工法「聖牛」は丸太を三角錐の形に組み上げ，足の部分に錘となる蛇籠を置き，川底へ設置する日本古来の工法である．聖牛は木，竹，石等の自然材料を最大限に活かし，地元住民による制作･維持管理が可能であるため，ローコスト･環境にやさしい工法としてよく知られている．加えて，聖牛は流れに対する安定性と地形順応性を兼ね備えた工法であり，富士川，大井川や木津川等数多くの河川でその実用性が確認されている [2), 3), 4)]．一方，経験や地域に依存する部分が多く，聖牛に関する基礎研究が不足し，科学的な知見に基づいた適切な機能評価が求められる．その結果，河川整備においては，試験施工の位置づけの域を出ていない．本研究では，洪水時における聖牛の水理機能に着目し，強い３次元局所流構造と乱れ特性について実験によって検討を行った．

２．実験概要

京都大学防災研究所宇治川オープンラボラトリーに設置された長さ 9.0m，幅 50cm，深さ 45cm の直線矩形水路を用いて基礎水理実験を行った（写真１と図１）．聖牛模型は，長さ 7cm の木棒１本，長さ 8.6cm の木棒６本，長さ 10cm の木棒１本，長さ 15cm の木棒２本と長さ 16cm の木棒１本の計 11 本の木棒を三角錐型に組み上げ牛枠を作成した（図２）．また，幅と高さ 1cm，長さ 10cm の金属棒３本，幅と高さ 1cm，長さ 4cm の金属棒３本を錘として用いた．実験は洪水流を想定し，水没した聖牛周辺の代表地点における流速と水位計測を行った．実験の水理条件を表１に示す．

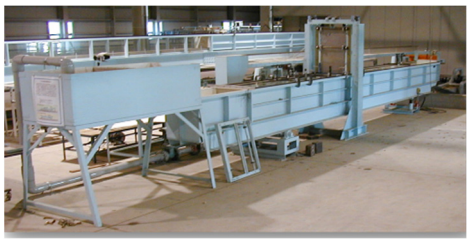


Photo 1 Experiment flume

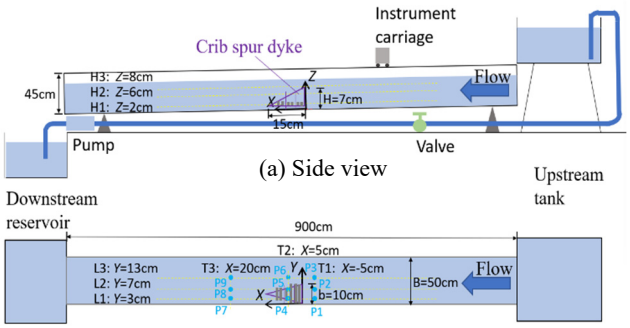


Fig. 1 Sketch of the experimental setup

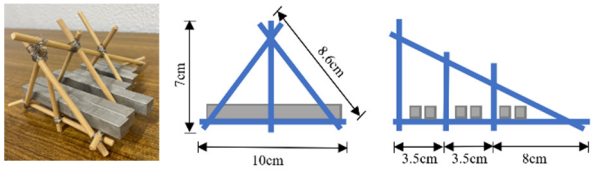


Fig. 2 Details of the crib spur dyke

Table 1 Hydraulic conditions in the experiment

流量 Q (l/s)	15.9	水路勾配 I	1/1000
等流水深 h (cm)	10.2	平均流速 U_0 (cm/s)	31.5
レイノルズ数 Re	31,800	フルード数 Fr	0.31

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

3．結果と考察

実験データに基づき，代表断面や代表地点における水面形状，時間平均流速，乱れエネルギー及びレイノルズ応力を算出し，各水理量の変化と分布特性に重点を置き，聖牛の水理機能を考察する．ここでは，代表的縦断面（*L1, L2, L3*）と横断面（*T1, T2, T3*）における平均流速及び代表地点（*P1–P9*）における乱れエネルギーの水深方向の分布を図３と図４に示し，その特徴を簡単に述べる．なお，U_0は断面平均流速，Uは縦断方向（X）流速，Vは横断方向（Y）流速，Wは鉛直方向（Z）流速，kは乱れエネルギー，u_*は摩擦速度である．また，横軸と縦軸は，聖牛長さbと等流水深hにてそれぞれ無次元化したものである．

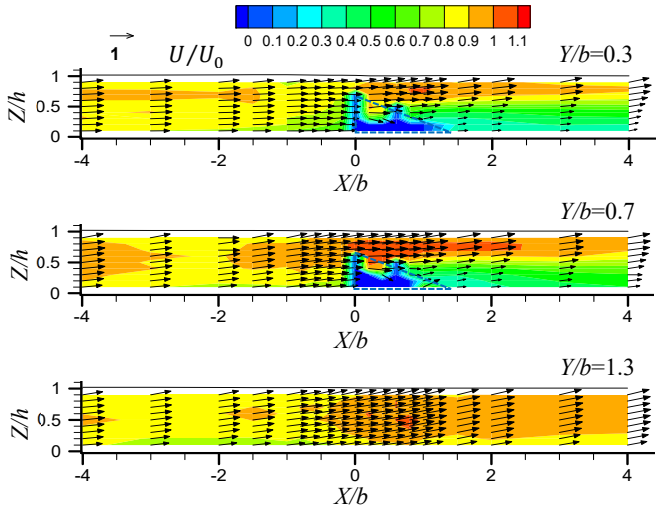


Fig. 3 Velocity vectors (U/U_0 , V/U_0) in the typical longitudinal cross-sections

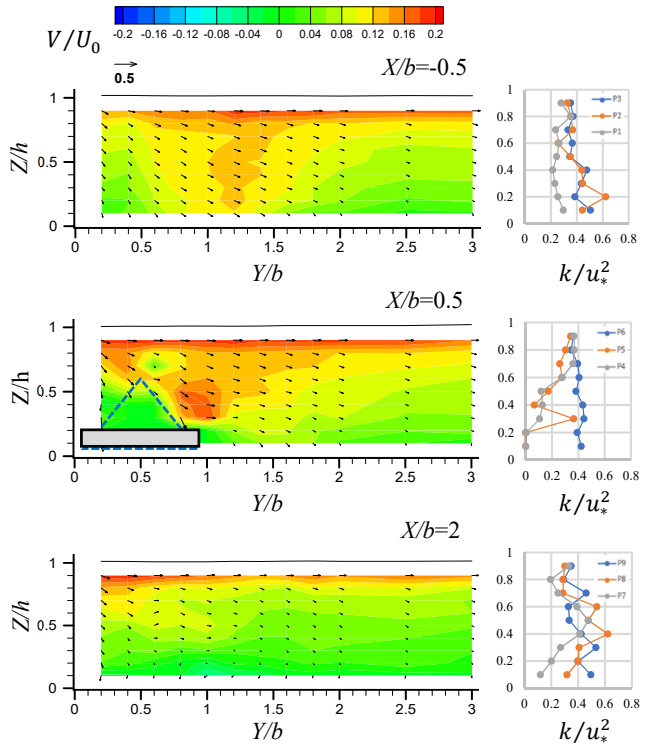


Fig. 4 Velocity vectors (V/U_0 , W/U_0) in the typical transverse cross-sections (left) and distribution of turbulence kinetic energy k/u_*^2 at typical locations (right)

聖牛本体を通る縦断面 *L1*（Y/b=0.3）と *L2*（Y/b=0.7）においては，流れが聖牛を直撃し，流速が低下するとともに，底面に向かう下降流が生じた．水面付近では天端越流に伴い，急激な流速増加が広範囲に見られ，その結果，聖牛背後水域の上層と下層では大きな速度勾配を生じた．この区域では鉛直方向の強い流れ混合が推測される．また，聖牛本体の枠内に生じる下降流と対照的に，聖牛下流では上昇流が確認された．一方，主流域寄り縦断面 *L3*（Y/b=1.3）では，聖牛の縮幅効果で聖牛下流には縦断方向流速の増加が確認された．

聖牛直上流横断面 *T1*（X/b=−0.5）と直下流横断面 *T2*（X/b=0.5）の流速ベクトル図より，聖牛域から主流域に向かう横断流れと河床に向かう下降流の発生が共通な特徴であることが分かる．一方，聖牛から離れる下流横断面 *T3*（X/b=2）において，河床の近くでは，主流域から聖牛域に向かう流れが見られた．また，聖牛本体を通る横断面 *T2* では，河床近傍だけでなく，全水深において，聖牛の枠と錘の影響を強く受け，局所的には大きな値が見られた．

代表地点（*P1–P9*）における乱れエネルギー分布図から，聖牛背後水域（*P4* と *P5*）の値が最も小さいことが確認された．また，この水域では，水深の増加に伴い乱れエネルギーが小さくなる傾向が見られるものの，聖牛の特殊な枠構造で局所的に高い値が聖牛の枠内で生じたと考えられる．

4．結論

日本の伝統河川工法「聖牛」周辺の３次元洪水流構造について，基礎水理実験を用いて調べた．その結果，聖牛背後では広範囲にわたる低流速域の形成，天端越流や主流域縮幅による主流速の著しい増加，水はねによる横断流速の加速等が見られた．また，聖牛の特殊な枠構造と下部錘によって，局所的な下降流と上昇流等複雑な流れが生じ，乱れエネルギーも場所によって大きく異なることが確認された．聖牛は流れの多様性を創出するだけでなく，背後水域上下層間の鉛直混合と聖牛域・主流域間の横断混合を促すことが期待される．今後は，移動床水理実験を実施し，流れ・土砂輸送と河床変動との関係を一層解明するとともに，聖牛の防災と環境機能を体系的に評価する予定である．

5．謝辞

本研究は，JSPS 科研費（19KK0118）および京都大学防災研究所一般共同研究（2022-G05）の助成を受けたものである．実験施設や実験機材のご協力いただいた京都大学防災研究所宇治川オープンラボラトリー関係者の皆様に御礼申し上げます．

参考文献

1) 張浩，植原捺月，竹林洋史，竹門康弘，石田裕子，洪水時における伝統水制工周辺の流れ構造に関する研究，令和４年度京都大学防災研究所研究発表講演会，P41，京都府宇治市，2023.
2) 和田一範，有田茂，後藤知子，わが国の聖牛の発祥に関する考察―近世地方書にみる記述を中心として―，土木史研究論文集第 24 巻，2005.
3) 田住真史，角哲也，竹門康弘，伝統的河川工法「聖牛」に関する知見の整理と木津川における試験施工，京都大学防災研究所年報，第 61 号 B, pp.748-755, 2018.
4) 冨永晃宏，庄建治朗，内藤健，松本大三，伝統的河川工法「聖牛」の水理機能と河床洗掘防止効果に関する実験的研究，水工学論文集第 49 巻, pp.1009-1014, 2005.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

側岸侵食の物理プロセスを考慮した蛇行の線形安定解析（シンポジウム講演概要）

Linear stability analysis of river meanders taking account of a physical process of bank erosion (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

寺門　智哉（東電 RP）　泉　典洋（北大・工）
Tomoya TERAKADO, TEPCO Renewable Power, Inc.
Norihiro IZUMI, Hokkaido University
E-mail: tera135791@eis.hokudai.ac.jp

Linear stability analysis of river meanders is performed using a process-based bank erosion formulation. We study the mechanism of meander initiation. Many models of bank erosion rely on a simple formalism that the eroding bank is cut back at a rate dictated by the flow. The process-based bank erosion formulation is derived from the integration of sediment continuity equation in the bank region. This formulation can account for sediment transport of bank region and instability of river bed. It is found from the analysis that dominant wavenumber is larger than that of previous study.

1. はじめに

河川の蛇行は，河川構造物に影響を与えるため，これまで多くの研究が行われてきた．線形安定解析の手法を用いた蛇行の成因に関する研究もこれまで数多く行われてきた．それらの多くでは，流路の不均一性で微小な湾曲が発生すると，遠心力によって流れの偏りが生じ，蛇行が発達すると考えられている．これまでの蛇行の安定性解析で用いられている側岸侵食式の多くは，侵食側の側岸が流れに応じた速度で侵食され，それに対応して堆積側の側岸が堆積するとした簡易的なものである．Parker ら[1] は，側岸を侵食側と堆積側で分けて考え，側岸の土砂輸送と河床の不安定性を考慮することができる物理プロセスに基づく側岸侵食式を提案している．本研究では，Parker ら[1] による側岸侵食式を用いた蛇行の線形安定解析を行い，蛇行の発生メカニズムを明らかにすることを目的とする．

2. 定式化

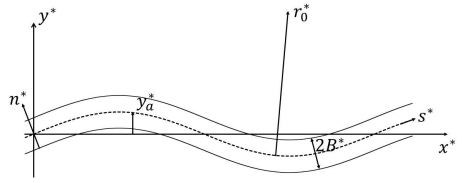


Fig. 1　Sketch of the channel.

Fig.1 のような広幅蛇行河川を想定し，境界が侵食され得るとする．川幅 $2B^*$，任意の点での曲率半径を r_0^*，流下方向の座標を s^*，横断方向の座標を n^* とする．準定常の仮定を用い，流れの時間微分項は十分小さく無視できると仮定する．流路の曲率は十分小さく，二次流が無視できると仮定する．このとき，支配方程式は次のように表される．

$$V\frac{\partial U}{\partial n}+\frac{r_0}{r_0+\nu n}U\frac{\partial U}{\partial s}+\nu\frac{UV}{r_0+\nu n}+\frac{r_0}{r_0+\nu n}\frac{\partial H}{\partial s}+\beta\frac{\tau_s}{D}=0 \quad (1)$$

$$V\frac{\partial V}{\partial n}+\frac{r_0}{r_0+\nu n}U\frac{\partial V}{\partial s}-\nu\frac{U^2}{r_0+\nu n}+\frac{\partial H}{\partial n}+\beta\frac{\tau_n}{D}=0 \quad (2)$$

$$\frac{\partial VD}{\partial n}+\frac{r_0}{r_0+\nu n}\frac{\partial UD}{\partial s}+\nu\frac{VD}{r_0+\nu n}=0 \quad (3)$$

$$\frac{\partial(F_0^2H-D)}{\partial t}+\left(\frac{\partial q_n}{\partial n}+\frac{r_0}{r_0+\nu n}\frac{\partial q_s}{\partial s}+\nu\frac{q_n}{r_0+\nu n}\right)=0 \quad (4)$$

上式では次のような無次元化が行われている．

$$(U^*,V^*)=U_0^*(U,V),\ (H^*,D^*)=D_0^*(F_0^2H,D) \quad (5)$$

$$(s^*,n^*)=B^*(s,n),\ r_0^*=R_0^*r_0,\ (\tau_s^*,\tau_n^*)=\rho U_0^{*2}(\tau_s,\tau_n) \quad (6)$$

$$(q_s^*,q_n^*)=d_s^*(R_sgd_s^*)^{\frac{1}{2}}(q_s,q_n),\ t^*=\frac{(1-p)B^*D_0^*}{(R_sgd_s^{*3})^{\frac{1}{2}}}t \quad (7)$$

ここで，U^*,V^* はそれぞれ s^*，n^* 方向の流速成分，H^* は水面高さ，D^* は水深，g は重力加速度，ρ は水の密度，τ_s^*,τ_n^* はそれぞれ s^*，n^* 方向の底面せん断力成分，q_s^*,q_n^* はそれぞれ s^*，n^* 方向の土砂輸送量成分，F_0 は平坦床基本状態での Froude 数，U_0^* は等流平均流速，D_0^* は等流平均水深，β は川幅水深比 ($=B^*/D_0^*$)，d_s^* は土砂の粒径，R_s は土砂の水中比重 ($=\rho_s/\rho-1$)，p は土砂の間隙率，ρ_s は土砂の密度，R_0^* は湾曲部頂点での曲率半径の二倍である．* は次元量を表す．ν は次のように表されるとする．

$$\nu=B^*/R_0^*\ll 1 \quad (8)$$

底面せん断応力は次のように表される．

$$(\tau_s,\tau_n)=\tau_b(U,V)(U^2+V^2)^{\frac{1}{2}} \quad (9)$$

$$\tau_b=C_f(U^2+V^2) \quad (10)$$

ここで，C_f は抵抗係数であり，本研究では定数と仮定する．

土砂輸送量は次のように表される．

$$(q_s,q_n)=\Phi(cos\delta,sin\delta) \quad (11)$$

ここで，Φ は無次元の掃流砂量であり，次式を用いる．

$$\Phi=K(\Theta-\Theta_c)(\Theta^{\frac{1}{2}}-0.7\Theta_c^{\frac{1}{2}}) \quad (12)$$

ここで，K は定数 (=7.67) であり，Θ_c は限界 Shields せん断力 (=0.047) である．Θ は無次元せん断力であり，次のように表される．

$$\Theta=\frac{\tau_b^*}{\rho R_sgd_s^*}=\Theta_0(U^2+V^2) \quad (13)$$

ここで，Θ_0 は等流平均での無次元せん断力であり，定数で与える．δ は s^* 方向からの土砂移動方向角であり，次式

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

を用いる．

$$\sin\delta = \frac{V}{(U^2+V^2)^{\frac{1}{2}}} - a\frac{\nu}{\beta}\frac{D}{r_0+\nu n} - \frac{r}{\beta\Theta^{\frac{1}{2}}}\frac{\partial(F_0^2H-D)}{\partial n} \quad (14)$$

ここで，a は定数であり，7 とする．r は局所勾配の影響を表す無次元パラメータであり，定数 (=0.3) とする．

3. 物理プロセスに基づく側岸侵食式

Parker ら[1] が提案している側岸侵食式を侵食側，堆積側それぞれ無次元化し，微小項を無視し，二つの式の両辺それぞれ平均をとることから次式が得られる．

$$\frac{\partial y_a}{\partial t} = \frac{1}{2\beta}\left[\left(\frac{q_{fe,j}}{D} + \frac{1}{S_e}\frac{\partial(F_0^2H-D)}{\partial t}\right)\Big|_{n=1} + \left(\frac{q_{fd,j}}{D} - \frac{1}{S_d}\frac{\partial(F_0^2H-D)}{\partial t}\right)\Big|_{n=-1}\right] \quad (15)$$

ここで，y_a は流路中央の y^* 座標 y_a^* を B^* で無次元化したものであり，S_e, S_d はそれぞれ侵食側岸部，堆積側岸部の n^* 方向勾配である．$q_{fe,j}$，$q_{fd,j}$ は土砂輸送量式を応用し，次のように表す．限界 Shields せん断力 Θ_c の代わりに等流平均での河床の無次元せん断力 Θ_0 を用いている．側岸部のせん断力が河床のせん断力を超えたとき，土砂が移動すると仮定している．

$$q_{fe,j} = -K(\Theta-\Theta_0)(\Theta^{\frac{1}{2}} - 0.7\Theta_0^{\frac{1}{2}}) \left(\frac{V}{(U^2+V^2)^{\frac{1}{2}}} - a\frac{\nu}{\beta}\frac{D}{r_0+\nu n} - \frac{r}{\beta\Theta^{\frac{1}{2}}}S_e\right)\Big|_{n=1} \quad (16)$$

$$q_{fd,,j} = -K(\Theta-\Theta_0)(\Theta^{\frac{1}{2}} - 0.7\Theta_0^{\frac{1}{2}}) \left(\frac{V}{(U^2+V^2)^{\frac{1}{2}}} - a\frac{\nu}{\beta}\frac{D}{r_0+\nu n} - \frac{r}{\beta\Theta^{\frac{1}{2}}}S_d\right)\Big|_{n=-1} \quad (17)$$

4. 境界条件

支配方程式の解は次の境界条件を満たさなければならない．

- 側岸部を通過する流れはない．

$$V = 0 \ \ at \ \ n = \pm 1 \quad (18)$$

- 河床の土砂輸送量と側岸部の土砂輸送量は側岸と河床の接合点で等しくなる．

$$q_n = q_{fe,j} \ \ at \ \ n = 1, \ \ q_n = q_{fd,j} \ \ at \ \ n = -1 \quad (19)$$

5. 摂動展開

流路の曲率及び y_a, U, V, H, D に次のような摂動展開を導入する．

$$\frac{1}{r_0} = \exp \mathrm{i}(\lambda_m s - \omega t) + \mathrm{c.c}, \ y_a = A\exp \mathrm{i}(kx - \omega t) + \mathrm{c.c} \quad (20)$$

$$(U,V,H,D) = (1,0,0,1) + A(U_1,V_1,H_1,D_1)\exp \mathrm{i}(\lambda_m s - \omega t) \quad (21)$$

ここで，λ_m, k は無次元の蛇行波数，c.c は複素共役を表す．ω は擾乱の複素角周波数を表し，ω の虚部が擾乱の増幅率である．指数関数の性質より，ω の虚部が正のとき，流路が不安定となり蛇行が発生する．A は微小量とする．

6. 解法

支配方程式 (1)–(4) に式 (20)，(21) の摂動展開を導入し，A の一次のオーダーで整理し線形化する．線形化した支配方程式は境界条件 (18)，(19) を用い，代数的に解くことができる．側岸侵食式 (15) に支配方程式の解を代入し，ω の虚部について数値的に解き，流路の安定性を調べる．

7. 結果と考察

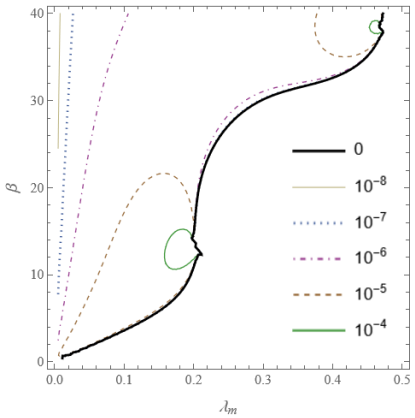


Fig. 2 Contour plot for Im(ω).

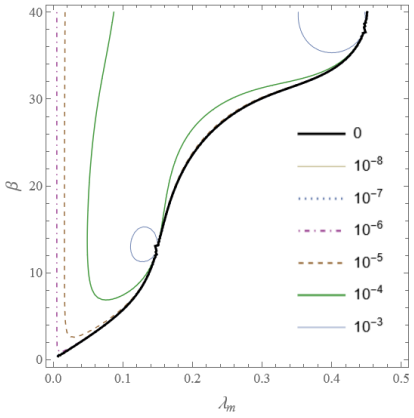


Fig. 3 Result with simple formulation.

Fig.2 は，ω の虚部についての等高線図である．横軸は無次元の波数 λ_m，縦軸は川幅水深比 $\beta(=B^*/D_0^*)$ である．ここで，$\Theta_0 = 0.1$, $C_f = 0.005$, $F_0 = 0.5$, $S_e = S_d = 1$ としている．図の左側が不安定領域となっている．Fig.3 は，以前の研究の多くで用いられている池田ら[2] の側岸侵食式を用いた結果である．池田ら[2] は，側岸の移動速度は側岸近くでのせん断応力の関数であると仮定している．今回得られた結果では，簡易的な側岸侵食式を用いた結果に比べ，不安定領域が波数の大きい領域に広がり，卓越波数も大きくなった．今回の研究では，側岸の土砂輸送と河床の不安定性を考慮したことでより正確な結果が得られたと考えられる．

参考文献

1) Parker, G., Y. Shimizu, G. V. Wilerson, E. C. Eke, J. D. Abad, J. W. Lauer, C. Paola, W. E. Dietrich and V. R. Voller: A new framework for modeling the migration of meandering rivers, Earth Surf. Process. Landforms, 36, 70-86, 2011.
2) Ikeda, S., Parker, G. and Sawai, K.: Bend theory of river meanders. Part 1. Linear development, J. Fluid Mech., 112, 363-377, 1981.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

粗度の異なる固定床上を流下する砂粒子速度と流れ場の特徴
（シンポジウム講演概要）

Measurement of flow and sediment velocity distribution through fixed bed with difference surface-roughness (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

溝口　敦子（名城大・理工／東北大災害研）
Atsuko MIZOGUCHI, Meijo University/Tohoku University IRIDes
E-mail: atsu@meijo-u.ac.jp

Many researchers focus on sediment transport through fixed bed made from concrete or soft rock because of sand -wear phenomena. However, we have never taken care with surface roughness with sediment transport. Therefore, I focus on changing hydraulic roughness with sediment transport in this research. I conduct flume experiments to measure flow and sand movement velocity distribution with PIV/PTV, and indicate the discussion point of changing hydraulic roughness.

１．はじめに

一般的な河床変動解析では，マニングの粗度係数等を用いて先に粗度抵抗を与えて流れが計算される．その流れによって底面に働く力が計算され，流砂量，流向，河床変動量が計算される．更新された河床で改めて流れを計算することを繰り返すが，流砂の状況，有無にかかわらず，粗度係数の値は一定とすることが多い．混合粒径で構成された河床では，粗度抵抗は，60%粒径や最大粒径，平均粒径から Manning-Strickler や粗面対数則を用いて算出される．同粒径でも移動しているときと固定しているときでは底面抵抗が異なるのは周知の事実であり，加えて，様々な粒径が存在する場では，移動している砂と底面で動かない層との粒径のアンバランスが起こることが予測されるが，利便性から粗度評価にはこうした概念が入っていない．ただし，大粒径上の細粒土砂の流送過程を考える際には，細粒分による被覆率を考慮し粗度を変化されることが多い [1)]．

また，粗度が小さい河床に供給される粗い土砂の流れとして，軟岩やコンクリート床の下方侵食現象が研究対象の場となり，露出した粗度が低い固定床に砂をとどめるには一度平衡流砂量以上を供給しなければならないことが知られている [2)]．これは，底面の影響を受けている状態で砂が流れると砂の接触面の抵抗が通常の移動床よりも小さいために土砂がとどまりにくいことを意味している．この状態が起こるがゆえに，一度堆積しだしたら急激に堆積が進行する runaway alluviation が着目されている [3)]．しかし，このような場でもこれまでの研究は，あくまで砂のとどまりやすさに着目されており，この状態に至るまでの過程で起こる流れに対する粗度抵抗の変化はほとんど議論されていない．渡部・泉 [4)]が被覆度を用いた抵抗則を提案しているが，あくまで平面的な被覆度に関する議論であり，鉛直方向での流砂の存在程度と底面粗度の関係には触れていない．なお，固定床上の砂粒子挙動と流れについて土砂供給量に対する被覆度の変化による土砂の流送状態は三つあることを江頭ら [5)]が示している．ただし，江頭らが示した状態は固定床に底面粗度がついていない状態と考えられ，本研究では若干異なる状態が現れた．そのため本研究では，江頭らが想定した概念図の Shear Flow に近い状態で計測を行い，底面に粗度を張り付けたゆえに起こる状態を調べ，土砂移動速度と流速分布の特徴を見出す．これにより，固定床上に砂が供給される場合の粗度の評価に関する知見を得る．

Table 1　Experimental Conditions

固定床粗度	供給砂	流送限界量Qbeとの関係	給砂量[g/s]	平均水位[mm]
4号珪砂 (0.9mm)	給砂なし			32.3
	3号珪砂 (2.1mm)	1.0Qbe3	50.7	35.0
		0.5Qbe3	25.0	34.1
		0.25Qbe3	12.5	33.9
	4号珪砂 (0.9mm)	1.0Qbe4	81.0	33.5
		0.5Qbe4	40.5	33.3
		0.25Qbe4	20.3	33.4
	6号珪砂 (0.2mm)	1.0Qbe6	152.0	30.7
		0.5Qbe6	76.0	31.8
		0.25Qbe6	38.0	32.5
3号珪砂 (2.1mm)	給砂なし			34.5
	3号珪砂 (2.1mm)	1.0Qbe3	49.5	36.4
		0.5Qbe3	24.7	35.5
		0.25Qbe3	12.4	35.2
	4号珪砂 (0.9mm)	1.0Qbe4	71.2	34.2
		0.5Qbe4	35.6	34.4
		0.25Qbe4	17.4	34.5

２．実験方法と条件

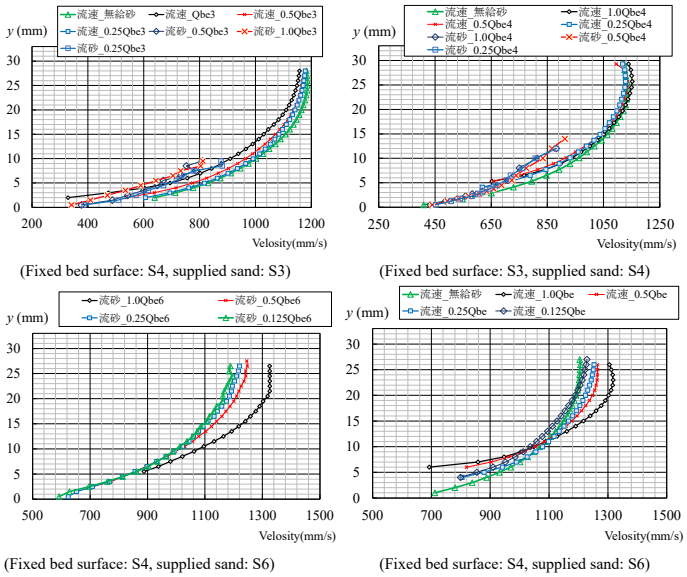
実験方法は，著者の既発表論文と同様で，勾配 1/50 に設定した幅 20cm 長さ 10m の可変勾配水路を用いて，0.006m^3/s 一定量の水と土砂を供給し高速度カメラで流れと砂の動きを把握する．砂の動きはレーザーのみを入れ，水の流れは固定床や流砂など余計なものが映らないようにグリーンのレーザーシートに対しピンクのトレーサー（平均粒径 3.5～4.5μm，比重 1.0 程度のシンロイヒ製の粉末蛍光顔料 PINK FA-207LF）を入れカメラのレンズには赤色フィルタをつけて撮影する．この時，底面は河床材料平均粒径 2.1mm 程度の三河珪砂 3 号（S3 とする）および平均粒径 0.88mm 程度の三河珪砂 4 号（S4）を塩ビ製固定床に貼り付ける．供給する砂には，張り付けた珪砂に加えて，0.21mm 程度の 6 号珪砂（S6）を用いる．なお，固定床粗度が 4 号珪砂のケースは, 既発表論文で公表済みである [6)]．

実験前に，固定床上を堆積など起こらず勾配の変化なく移動できる限界供給量を調べ, これを流送限界量と定める．本実験では，この量の 1 倍，0.5 倍，0.25 倍を供給して実施する．土砂供給条件とその際の水位を，Table1 に示す．

３．粒子挙動と流れ場の特徴

まず Tabel1 に示すように，固定床上に砂を供給すると供給量とその砂の粒径に応じて流れと固定床を基準とした水位が変化する．このような場で，高速度カメラで撮影した

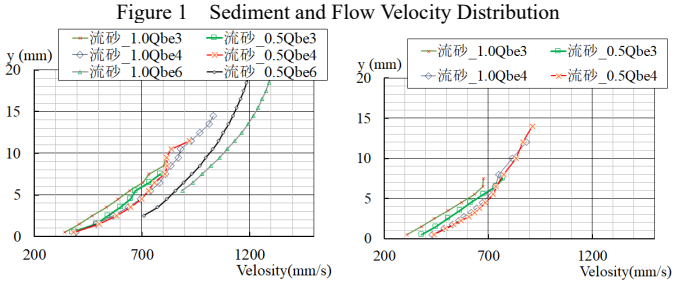
©公益社団法人土木学会 応用力学委員会



(Fixed bed surface: S4, supplied sand: S3) (Fixed bed surface: S3, supplied sand: S4)

(Fixed bed surface: S4, supplied sand: S6) (Fixed bed surface: S4, supplied sand: S6)

Figure 1 Sediment and Flow Velocity Distribution



(Fixed bed surface covered by S4) (Fixed bed surface covered by S3)

Figure 2 Sediment Velocity Distribution near Bed Surface

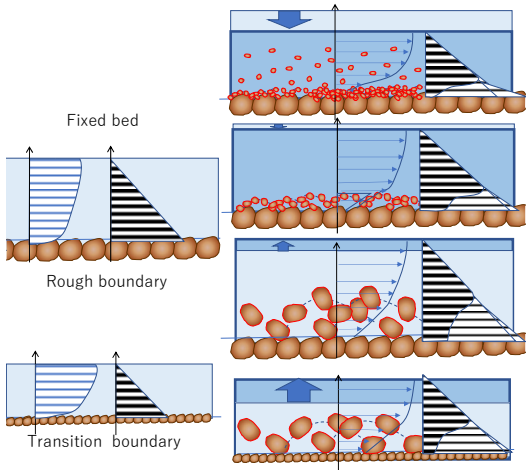


Figure 3 Effects of Sediment supply to fixed bed

画像を用いて PIV で流れの流速分布を，PTV で砂粒子の速度分布を計測した．砂の速度分布は既発表論文と同様な処理を行い，平均値を算出した．

結果の例として時間平均流速を Figure1, 2 に示す. まず，掃流砂として流下するものは, 流速よりも速度分布が落ち，底面から上層にかけて一定勾配で速度が変化する．この領域は転動する粒子や固定床と直接ぶつかる粒子の跳躍高さを示しており，供給量が多くなり粒子が互いにぶつかり合うとより高いところまで粒子が跳ね上がることになる．その他，各条件で結果を比較することで，供給した砂の速度は，底面粗度に大きく影響される一方で，流速は，供給砂次第で固定床粗度が関わる状況もあれば，細粒分にほとんど覆われ流れがいっぺんする状況が存在することが分かった．特に，本実験では粗粒分となる 3 号珪砂は底面粗度や供給量が大きくかかわる結果となった. 3 号珪砂を供給した際には, 固定床の張り付けた粗度が 3 号珪砂であっても流れは変化し，張り付け粗度が 4 号珪砂であればさらに流れが大きく変わる．一方 4 号珪砂を供給した際には，固定床の粗度が 4 号珪砂のときはほぼ変化がなく，固定床粗度が 3 号珪砂のときには多少変化はあるが供給量によって水位や上方の流速はほとんど変わらない結果となった. Figure1 における流速と砂粒子の速度の関係からわかるように, 3 号珪砂は砂粒子の速度が流れより小さい結果となっており砂の流れが大きな抵抗を生み出す一方で, 4 号珪砂は砂粒子が流れに追随しやすく本実験条件では流砂による抵抗力に差が生まれたといえる．また，Figure1 のように 4 号珪砂を張り付けた固定床に 6 号珪砂を供給した場合や 3 号珪砂を張り付けた固定床に 4 号珪砂を供給した場合には，底面で濃度が高くなると，掃流砂運動をする流砂より上の層では流砂の粒径にあわせた流速分布となる結果となった．こうした状況を粗度抵抗として反映するためには，底面粗度と供給量，粒子径にあわせた抵抗評価が必要になることは明らかであり，底面の状態がどのように砂粒子の速度，流速を変化させるのかを考慮した定式化が必要である．

4．おわりに

本研究では，二種類の粗度を張り付けた固定床に土砂供給を行い，水位，流速分布，砂粒子挙動を計測することで底面粗度と流砂の両者の影響を受けて流れの状態が変わることが示された．今回の実験条件の成果は，Figure3 に集約され，今後，固定床上に土砂が流下する場の評価について，こうした違いを意識し底面粗度と流砂を考慮した抵抗則，流砂量の提案を目指す．

謝辞

本研究は，名城大学自然災害リスク軽減研究センターの研究助成により実施された．また，実験を実施するにあたり本研究室の 2020～2022 年度学生の補助を得た. ここに記し謝意を表す.

参考文献

1) 例えば，村本嘉雄，河田恵昭，布村明彦：砂礫河川の掃流砂に関する基礎的研究, 京大防災研年報第 20 号B-2, pp.451-474, 1977.
2) Inoue, T., Izumi, N., Shimizu, Y. and Parker, G.: Interaction among alluvial cover, bed roughness, and incision rate in purely bedrock and alluvial-bedrock channel, Journal of Geophysical Research: Earth Surface, JGR, 119, doi: 10.1002/2014JF003133, 2014.
3) Johnson, J. P.: A surface roughness model for predicting alluvial cover and bed load transport rate in bedrock channels, Journal of Geophysical Research: Earth Surface, JGR, 119, doi: 10.1002/2013JF003000, 2014.
4) 田中岳，泉典洋：部分的に覆礫した岩盤河床における掃流砂量と流れの抵抗則, 水工学論文集, Vol.69, pp.1033-1038, 2013.
5) 江頭進治，吉栖雅人，伊藤 隆郭：固定床開水路における砂礫の輸送形態と輸送能力，水工学論文集，Vol.40，pp.971-976，1996.
6) 溝口敦子：浮遊・掃流運動をする砂粒子速度の計測と， 粒子速度と流速分布との関係，水工学論文集第 66 巻（土木学会論文集 B2（水工学）), 土木学会，Vol.77, No.2, I_613-I_618, 2021.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

Regular Session | General Session (1．Mathematical analysis for mechanics problem: forward- and inverse-modeling in civil engineering)

1.Mathematical analysis for mechanics problem: forward- and inverse-modeling in civil engineering

座長:西尾 真由子(筑波大学)

Sat. May 27, 2023 10:10 AM - 11:25 AM A (6号館 4階 6410室)

[11006-10-01] Influence of movement of an object shadow on distribution of rail neutral temperature (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Yuzuko Takagi[1], Kazuhisa Abe[1], Kazuhiro Koro[1] (1. Niigata University)

10:10 AM - 10:25 AM

[11006-10-02] A Beam Theory Considering Cross-Sectional Defromation Due to Torsion Applicable to Arbitrary Cross-Sections(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Yohei Suda[1], Isao Saiki[2] (1. Ministry of Land, Infrastructure, Transport and Tourism, 2. Tohoku University)

10:25 AM - 10:40 AM

[11006-10-03] Experimental Study on Mechanical Similarity of Chain Link Wire Netting Subjected to Out-of-Plane Directional Loading (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Ryosuke Teshima[2,1], Masuhiro Beppu[2], Hiroyoshi Ichino[2] (1. Vertex Co., Ltd., 2. National Defense Academy)

10:40 AM - 10:55 AM

[11006-10-04] Study on the stepping effect of the foundation from viewpoints of energy (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Kohei Kubota[1], Norihiko Yamashita[2], Kojiro Miyawaki[3] (1. Graduate School of Osaka Sangyo University, 2. Osaka Sangyo University, 3. Former Osaka Prefecture College of Technology)

10:55 AM - 11:10 AM

[11006-10-05] on a new non-gaussian phenomenon in the civil engineering fields (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Tadanobu SATO[1] (1. Kyoto University)

11:10 AM - 11:25 AM

©Applied Mechanics Committee, JSCE

建物の日陰の移動がレール中立温度に及ぼす影響
（シンポジウム講演概要）

Influence of movement of an object shadow on distribution of rail neutral temperature (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

高木　柚子（新潟大・院）　阿部　和久（新潟大・工）　紅露　一寛（新潟大・工）
Yuzuko TAKAGI, Niigata University
Kazuhisa ABE, Niigata University
Kazuhiro KORO, Niigata University
E-mail: abe@eng.niigata-u.ac.jp

Behavior of the rail neutral temperature due to the movement of an object shadow driven by diurnal motion of the sun is discussed. For this purpose, theoretical solutions are derived for two simple track longitudinal resistance models of the rigid plastic and the elastic models. A numerical method is also developed. Simulation with this method consists of two problems, the rail thermal analysis considering the time variation of both weather and solar radiation, and the mechanical analysis of rail tangential displacement considering the nonlinear behavior of the track resistance. Based on these analyses, some fundamental characteristics of the rail neutral temperature are investigated.

1. はじめに

ロングレール軌道の座屈強度はレール中立温度に依存するため，その適切な評価が重要となるが，空間・時間的変動特性に関する知見がほとんど得られていない．既往の研究[1),2)]では日陰の影響が検討されてはいるものの，太陽の日周運動による日陰の移動までは考慮されていない．そこで本研究では，日陰の移動下における中立温度分布の挙動について検討する．そのために，まず一定のレール温度分布パターンが一定速度で移動し，且つ道床縦抵抗力を剛塑性および弾性とした両ケースを対象に，定常理論解を導出する．次に，日々の気温変化と太陽輻射熱やレール・空気間の熱移動を考慮したレール温度解析法と，道床縦抵抗力を弾塑性履歴モデルで与えた軌道ふく進解析法を有限要素法により構成し，理論解との比較などを通して日陰の移動が中立温度分布特性に及ぼす影響について検討する．

2. 一定速度で移動する日陰による定常中立温度分布（道床縦抵抗力を剛塑性モデルとした場合）

日陰が一定の分布パターンの下に一定速度 v で無限軌道に沿って移動する問題に対する中立温度分布を求めるにあたり，以下の仮定を設ける．

(1) 日向区間と日陰区間のレール温度はそれぞれ T_0 と 0 とし，両区間境界における温度変化域は十分に短く，無視し得るものとする．よって，日向区間とレール相対温度 T_0 の区間とは一致するものとする．

(2) 道床縦抵抗力は剛塑性モデルで与え，その絶対値は f_0 で一定とする．

レール軸ひずみに関するつり合い式は次式で与えられる．

$$EA(\alpha\frac{dT}{dx}-\frac{d\varepsilon}{dx})=f \tag{1}$$

ここで，EA, α, ε はそれぞれレールの伸び剛性，線膨張係数および伸びひずみ，T はレール温度，f は道床縦抵抗力である．

剛塑性モデルの場合，f はレールふく進 u，時間 t，符号関数 $\mathrm{sgn}(x)$ を用いて次のように表すことができる．

$$f=f_0\cdot\mathrm{sgn}\left(\frac{du}{d\xi}\right),\quad(\xi=x-vt) \tag{2}$$

式 (1),(2) および，軸ひずみが $\varepsilon=\partial u/\partial x=du/d\xi$ であることを用いると次のつり合い式を得る．

$$\frac{d\varepsilon}{d\xi}=\alpha\frac{dT}{d\xi}-\frac{f_0}{EA}\mathrm{sgn}(\varepsilon) \tag{3}$$

中立温度 T_N の変動成分は ε/α で与えられるので，式 (3) より ε を求める問題に帰着する．この一般解は積分定数 C_1 を用いて次式で与えられる．

$$\varepsilon=-\frac{f_0}{EA}\mathrm{sgn}(\varepsilon)\xi+C_1 \tag{4}$$

また，ξ 方向に日陰 → 日向と変化する点近傍では，式 (3) はデルタ関数 $\delta(\xi)$ を用い次式で与えられる．

$$\frac{d\varepsilon}{d\xi}=\alpha T_0\delta(\xi)-\frac{f_0}{EA}\mathrm{sgn}(\varepsilon) \tag{5}$$

よって，ε は αT_0 だけ不連続に増加する．

以上の考察に基づき，$0<\xi<\ell\,(\ell<\ell_0=EA\alpha T_0/f_0)$ が日陰の場合の ε の分布を求める．$\xi<0$ において $\varepsilon=0$ であることは自明である．$0<\xi<\ell$ での ε は次式で与えられる．

$$\varepsilon=-\alpha T_0+\frac{f_0}{EA}\xi\qquad(0<\xi<\ell) \tag{6}$$

ε は $\xi=\ell$ で αT_0 だけ不連続であることを考慮して，境界条件を解くと，$\ell<\xi$ での ε は次式で与えられる．

$$\varepsilon=\begin{cases}\frac{f_0}{EA}(\xi+2\ell) & ,(\xi<2\ell)\\ 0 & ,(\xi>2\ell)\end{cases} \tag{7}$$

よって，ε の分布は Fig.1 のようになる．

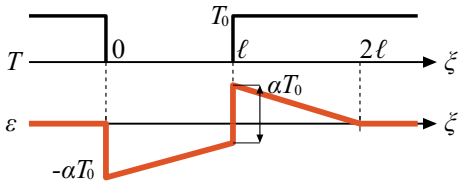


Fig. 1　Distribution of ε for a shadow on the interval of $0<\xi<\ell$ $(\ell<\ell_0)$.

以上の議論に基づけば任意パターンの日陰に対する定常解を容易に求めることができる．

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

3. 一定速度で移動する日陰による定常中立温度分布（道床縦抵抗力を弾性モデルとした場合）

3.1. 一定速度で移動する日陰による定常温度分布

レール温度 T の支配方程式は次式で与えられる[1)].

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \kappa \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{1}{C\rho A}\{\gamma Q_S - hS_R(T - T_a) - \epsilon S_R(T^4 - T_a^4)\} \quad (8)$$

ここで，κ は熱伝導係数，C は比熱，ρ は質量密度，A はレール断面積，h は空気の熱伝導率，T_a は気温，S_R はレール断面の周長，ϵ はレールと周辺環境との間での輻射に関する係数，Q_S は太陽輻射エネルギーに関する値であり，γ はその吸収率である．式 (8) 右辺第 4 項目の影響は比較的小さいものとし，T_a は t, x によらず一定とすると，T の変動成分に関する方程式は次式となる．

$$\frac{\partial T}{\partial t} - \kappa \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{hS_R}{C\rho A} T = \frac{\gamma}{C\rho A} Q_S \quad (9)$$

移動座標 $\xi = x - vt$ の下で，$\xi < 0$ が日陰区間として与えられる場合，日向区間の $\xi = \infty$ におけるレール温度を 1 とした時の温度分布は，式 (9) を解くことで，式 (9) の各定数より与えらえるパラメータ β を用いて次式のように与えられる．

$$T(\xi) = \begin{cases} \frac{\beta+1}{2\beta} e^{\frac{v}{2\kappa}(\beta-1)\xi} & ,(\xi < 0) \\ 1 - \frac{\beta-1}{2\beta} e^{-\frac{v}{2\kappa}(1+\beta)\xi} & ,(\xi > 0) \end{cases} \quad (10)$$

3.2. 一定速度で移動する日陰による中立温度定常解

f がレール変位 u と線形関係 $f = ku$ にあるものと仮定すると，レール軸方向のつり合い式 (1) より次式を得る．

$$\frac{d^2 u}{d\xi^2} - \frac{k}{EA} u = \alpha \frac{dT}{d\xi} \quad (11)$$

ここで，k は単位長さ当りの道床縦剛性である．

式 (11) の解は定数 A, B, A_P, B_P を用いて次式の様に与えられる．

$$u(\xi) = \begin{cases} Ae^{\sqrt{\frac{k}{EA}}\xi} + A_P e^{\frac{v}{2\kappa}(\beta-1)\xi} & ,(\xi < 0) \\ Be^{-\sqrt{\frac{k}{EA}}\xi} + B_P e^{-\frac{v}{2\kappa}(1+\beta)\xi} & ,(\xi > 0) \end{cases} \quad (12)$$

これを ξ で微分することで，ひずみ ε を得る．

幅 30m にわたり日陰区間が存在する場合を例に式 (12) の重ね合わせにより解を作成すると，ひずみ分布は Fig.2 の様に，移動速度の影響により非対称になる．ここで，各種パラメータは Table1 の様に設定した[1)].

Table 1 Parameters.

v	(m/h)	5
$C\rho$	(J/km^3)	3.93×10^6
κ	(m^2/h)	0.0458
h	(J/hkm^2)	36000
f_0	(N/m)	4167
u_0	(m)	0.001
α	(°C^{-1})	12×10^{-6}

4. 数値解析による諸条件が中立温度に及ぼす影響の確認

上述の理論解との比較により，数値解析が十分な精度を有することを確認した上で，理論計算では確認ができない

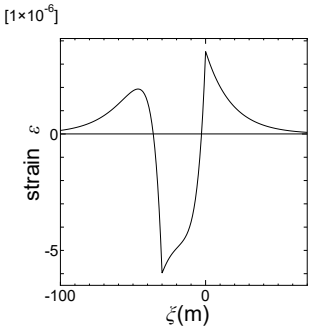


Fig. 2 Distribution of ε for a shadow positioned on the section of $-30 < \xi < 0$ (m).

次の 2 点について調べる．

4.1. 道床縦抵抗力の非線形性の影響

道床縦抵抗力を弾性と弾塑性とでモデル化した場合の違いを確認する．弾塑性の場合は最終道床縦抵抗力を f_0 =2.5(kN) とした．Fig.3 に示す様に，弾塑性の場合ではレールの可動性が高まるため，日陰前後区間ではレール軸力を受けて圧縮され易くなり，中立温度が増幅される．

4.2. 式 (8) における T^4 項の影響

式 (8) における T^4 の項の影響を Fig.4 に示す．なお，$\epsilon = 1 \times 10^{-4}$(J/hm^{2}K^4) とした．Fig.4 では，T^4 の項がレール温度を下げる効果を有するため，中立温度の振幅は縮小されている．

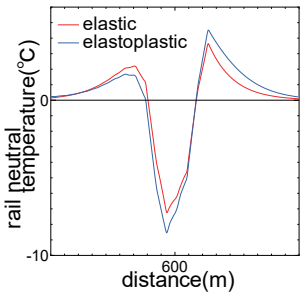


Fig. 3 Influence of track resistance modeling.

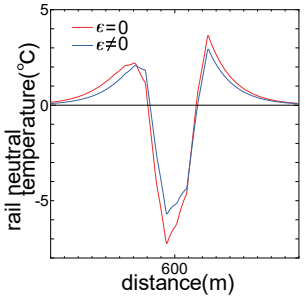


Fig. 4 Influence of nonlinearity in rail thermal analysis.

5. おわりに

日陰の移動によってレール中立温度分布が非対称になることがわかった．加えて，レール中立温度分布の概形は剛塑性モデルで，詳細は弾性モデルで捉えられることを確認した．その結果，レールの中立温度と日陰の関係の問題については理論に基づき定性的な議論を行い，数値解析により定量的な結果を示すことができた．また，数値モデルを用いることで，理論では考慮できない非線形性の影響についても調べることができた．なお，ここでは気温や太陽輻射の経時変化の影響については示さなかったが，これらについても数値解析より評価可能である．

参考文献

1) 阿部和久，桑山卓也，元好茂：空間的・時間的な温度変化を受けるロングレールの軸力分布解析，鉄道力学シンポジウム論文集，No.16，pp.101–pp.108，2012.
2) 浦川文寛，渡辺勉，木村成克：地物の陰影を考慮した軌道座屈安定性評価に関する一考察，鉄道力学シンポジウム論文集，No.23，pp.245–pp.252，2019.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

任意断面に適用可能なねじりによる断面変形を考慮した梁理論（シンポジウム講演概要）

A Beam Theory Considering Cross-Sectional Defromation Due to Torsion Applicable to Arbitrary Cross-Sections (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

須田　陽平（国土交通省）　　斉木　功（東北大学）
Yohei SUDA, Ministry of Land, Infrastructure, Transport and Tourism
Isao SAIKI, Tohoku University
E-mail: isao.saiki.a4@tohoku.ac.jp

A beam theory with cross-sectional deformation due to torsion applicable to arbitrary cross-sections is proposed. In this theory, the magnitude of the warping, which is independent of the angle of twist, is introduced. The cross-sectional deformation mode is obtained numerically by a finite element analysis of the representative volume element with periodic boundary conditions. This homogenization process makes the present theory applicable to arbitrary cross-sections. The deformation mode is used to obtain the cross-sectional parameters appeared in the derived governing equations. The result of the proposed method for a beam with heterogeneous cross-section shows good agreement with the result of finite element analysis.

1. はじめに

曲げねじり理論では，そりによる軸方向変位はそり関数とねじり率の積で表される．近年では，そり関数に関する支配方程式を有限要素解析により解くことで任意形状断面の曲げねじりを解析する手法も提案されている [1),2)] が，非均質断面への適用は示されていない．一方，著者らは代表体積要素に周期境界条件を表す相対変位を与え，非均質断面梁の曲げ・せん断・ねじりの巨視的剛性を評価する数値解析手法 [3)] を提案している．さらに，この手法を基に，せん断による断面変形を表す独立な自由度を定義し [4)]，横せん断とせん断遅れの断面変形を統合した理論 [5)] を提案している．以上を踏まえ，本研究では代表体積要素を用いて求めた非均質断面のそりを変位場に組み込み，そりの大きさをねじり率とは独立な自由度とした梁理論を構築する．

2. ねじりによる断面変形を考慮した梁理論の定式化

(1) 問題と変位場の設定

Fig. 1 に示す長さ l の長さ方向に一様な任意形状断面の梁を解析対象とし，梁軸方向を x_1 とする正規直交座標系を設定する．解析対象の梁軸方向領域を $L = \{ x_1 \mid 0 \le x_1 \le l \}$，断面の領域を A，ねじり中心を x_2，x_3 の原点とする．本論文では文献 [5)] の変位場に倣い，ねじりによる断面変形に起因する梁軸方向の変位場を $f_\mathrm{t}(x_2, x_3)$ とすることを提案する．梁のねじり角を $\varphi(x_1)$，断面変形 f_t のに対する一般化変位を $g_\mathrm{t}(x_1)$ とすると，梁の変位場はそれぞれ

$$u_1 = f_\mathrm{t}(x_2, x_3) g_\mathrm{t}(x_1) \tag{1}$$
$$u_2 = -x_3 \varphi(x_1) \tag{2}$$
$$u_3 = x_2 \varphi(x_1) \tag{3}$$

と表すことができる．変位場から導かれるひずみは

$$\epsilon_{11} = \partial u_1 / \partial x_1 = f_\mathrm{t} g_\mathrm{t}' \tag{4}$$
$$\gamma_{12} = \partial u_1 / \partial x_2 + \partial u_2 / \partial x_1 = f_{\mathrm{t},2}\, g_\mathrm{t} - x_3 \varphi' \tag{5}$$
$$\gamma_{13} = \partial u_1 / \partial x_3 + \partial u_3 / \partial x_1 = f_{\mathrm{t},3}\, g_\mathrm{t} + x_2 \varphi' \tag{6}$$

となる．ここに，$(\cdot)_{,i}$ は x_i に関する偏導関数，$(\cdot)'$ は x_1 に関する導関数を表す．

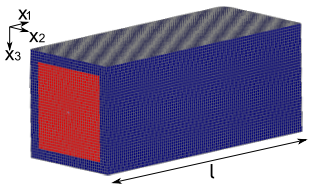


Fig. 1 解析対象と座標・領域の設定

(2) 支配方程式の定式化

解析領域を $V := L \times A$ とし，境界条件としての表面力 t_i を考慮した仮想仕事式は

$$\int_V \{ E \epsilon_{11} \delta\epsilon_{11} + G(\gamma_{12}\delta\gamma_{12} + \gamma_{13}\delta\gamma_{13}) \} \mathrm{d}V = \int_{\partial V} \{ t_1 \delta u_1 + t_2 \delta u_2 + t_3 \delta u_3 \} \mathrm{d}A \tag{7}$$

と表せる．ここで ∂V は解析領域の境界面（梁の両端の断面），$\delta(\cdot)$ は $(\cdot)$ の仮想ひずみもしくは仮想変位を表す．上式に (4)，(5)，(6) を代入すると

$$\int_V \{ E(f_\mathrm{t} g_\mathrm{t}')(f_\mathrm{t} \delta g_\mathrm{t}') + G(f_{\mathrm{t},2}\, g_\mathrm{t} - x_3\varphi')(f_{\mathrm{t},2}\, \delta g_\mathrm{t} - x_3 \delta\varphi') + G(f_{\mathrm{t},3}\, g_\mathrm{t} + x_2\varphi')(f_{\mathrm{t},3}\, \delta g_\mathrm{t} + x_2 \delta\varphi') \} \mathrm{d}V = \int_{\partial V} \{ t_1 \delta u_1 + t_2 \delta u_2 + t_3 \delta u_3 \} \mathrm{d}A \tag{8}$$

を得る．上式を展開し，断面積分を実行すると，最終的に弱形式の支配方程式

$$\int_L \{ R_{\mathrm{t}1} g_\mathrm{t}' \delta g_\mathrm{t}' + (R_{\mathrm{t}2} g_\mathrm{t} + R_{\mathrm{t}3} \varphi') \delta g_\mathrm{t} + (R_{\mathrm{t}3} g_\mathrm{t} + K_\mathrm{t} \phi') \delta\varphi' \} \, \mathrm{d}x_1 = (\overline{D_\mathrm{t}} \delta g_\mathrm{t} + \overline{T} \delta\varphi) \big|_{x=0,l} \tag{9}$$

を得る．ここに，K_t，$R_{\mathrm{t}i}$ は

$$K_t := \int_A G \left\{ (x_2)^2 + (x_3)^2 \right\} \mathrm{d}A, \quad R_{\mathrm{t}1} := \int_A E f_\mathrm{t}^2 \, \mathrm{d}A,$$
$$R_{\mathrm{t}2} := \int_A G \left\{ (f_{\mathrm{t},2})^2 + (f_{\mathrm{t},3})^2 \right\} \mathrm{d}A,$$
$$R_{\mathrm{t}3} := \int_A G (f_{\mathrm{t},3}\, x_2 - f_{\mathrm{t},2}\, x_3) \, \mathrm{d}A \tag{10}$$

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

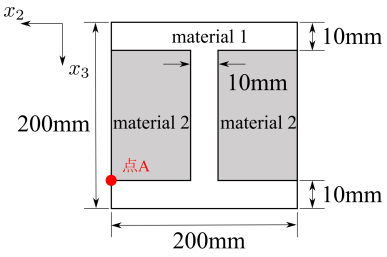


Fig. 2 非均質断面

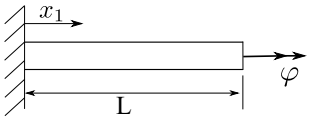


Fig. 3 ねじり変位を受ける片持ち梁

で定義される断面パラメタである．また，$\overline{D_t}$，$\overline{T}$ は端部断面に作用する外力の合力で

$$\overline{D_t} := \int_A t_1 f_t \, dA,$$
$$\overline{T} := \int_A (x_2 t_3 - x_3 t_2) \, dA \tag{11}$$

と定義した．$\overline{D_t}$ は断面変形に関する一般化外力，$\overline{T}$ はねじりモーメントである．弱形式の支配方程式 (9) から，強形式の支配方程式は

$$R_{t3} g_t' + K_t \varphi'' = 0 \tag{12}$$
$$-R_{t1} g_t'' + R_{t2} g_t + R_{t3} \varphi' = 0 \tag{13}$$

となる．

3. 非均質断面梁による検証

Fig. 2 に示す非均質断面の梁を解析対象として提案梁理論の精度を検証する．材料 1,2 は等方弾性体とし，材料 1 の Young 率とせん断弾性係数を $E_1 = 200$ GPa, $G_1 = 100$ GPa とし，材料 2 の Young 率とせん断弾性係数を $E_2 = 20$ GPa, $G_2 = 10$ GPa とした．

代表体積要素は 1 辺 2.5 mm の立方体形状の 6 面体 1 次アイソパラメトリック要素を用いてモデル化した．提案理論で採用する変位場に必要な断面変形モード f_t は，有限要素離散化した代表体積要素に単位のねじり変形を与えることで求める．このとき結果として得られる x_2, x_3 各点の軸方向変位が f_t である．式 (10) で定義したパラメタは f_t を数値的に積分して求める．

Fig. 3 に示す片持ち梁の境界値問題を考え，通常の連続体ソリッド要素による数値解析結果を参照解とする．本提案手法による数値解を参照解と比較してその精度・妥当性を評価する．長さ $L = 1,000$ mm とし，自由端に強制変位がねじり角 $\varphi = 1.0$ rad とする．

参照解のモデルにおいて，要素寸法は代表体積要素と同じとした．固定端は断面内全ての節点を完全拘束し，自由端の強制ねじり角 φ は u_1 を拘束せず，断面内全ての節点に x_2, x_3 方向の強制変位 $u_2 = -x_3\varphi$，$u_3 = x_2\varphi$ として与えた．

Fig. 2 に示す断面内の点 A における軸方向変位の軸方向分布を **Fig. 4** に示す．軸方向変位は参照解の最大変位で無次元化している．固定端では断面のそりが拘束されているため軸方向変位は 0 だが，$x_1 = 0$ から $x_1 = 250$ にかけて軸方向変位が増加し，それ以降では

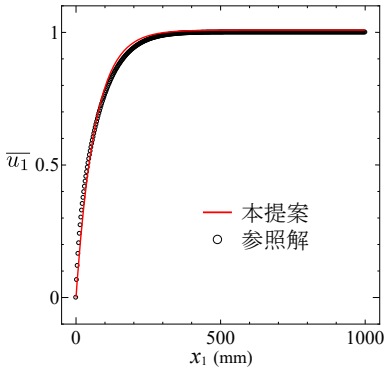
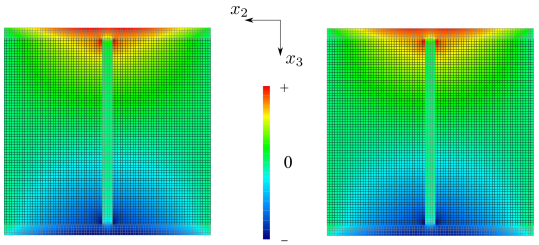


Fig. 4 軸方向変位分布



(a)本提案　　(b)参照解

Fig. 5 せん断ひずみ γ_{12} 分布

自由端の変位に漸近している．本手法の軸方向変位分布は参照解と定性的に一致している．自由端での参照解との相対差は 8.5×10^{-3}，軸方向分布の L^2 ノルムは 1.8×10^{-2} となった．ここで L^2 ノルムは，本手法による解 β_p と参照解 β_s により

$$\sqrt{\frac{\int_L (\beta_p - \beta_s)^2 \, dx_1}{\int_L (\beta_s)^2 \, dx_1}} \tag{14}$$

と定義した．

本手法と参照解のせん断ひずみ γ_{12} 分布を **Figs. 5** に示す．本手法による解は式 (5) と代表体積要素の数値解析から求めた $f_t(x_2, x_3)$ による．せん断ひずみ γ_{12} は材料 1 のフランジだけでなく，材料 2 にもフランジで生じている最大ひずみと同程度のひずみが生じている．また本手法と参照解のひずみ分布は定性的に一致していることがわかる．

参考文献

1) Schulz, M. and Filippou, F. C.: Generalized warping torsion formulation, *Engineering Mechanics*, Vol.124, pp.339-347, 1998.
2) Gruttmann, F. and Wagner, W.: Shear stresses in prismatic beams with arbitrary cross-sections, *Nemerical Methods in Engineering*, Vol.45, pp.865-889, 1999.
3) 斉木 功，鑓 一彰，山田真幸，瀬戸川敦，岩熊哲夫: 非均質 Timoshenko 梁の平均物性評価，土木学会論文集 A2, Vol.68, No.2, pp.I_161-I_169, 2012.
4) 斉木 功，鄭 勲，山本剛大：断面変形を梁のせん断変形と独立に考慮した梁理論，土木学会論文集 A2, Vol.75, No.2, pp.I_3-I_12, 2019.
5) 斉木 功，鄭 勲：せん断遅れと横せん断による断面変形を統一的に考慮した梁理論，土木学会論文集 A2, Vol.77, No.1, pp.1-11, 2021.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

面外方向載荷を受けるひし形金網の力学的相似に関する実験的検討
（シンポジウム講演概要）

Experimental Study on Mechanical Similarity of Chain Link Wire Netting Subjected to Out-of-Plane Directional Loading
(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

手嶋　良祐（防衛大学校・建設）　　別府　万寿博（防衛大学校・建設）　　市野　宏嘉（防衛大学校・建設）
Ryosuke TESHIMA, National Defense Academy
Masuhiro BEPPU, National Defense Academy
Hiroyoshi ICHINO, National Defense Academy
FAX:03-3556-0470 E-mail: ry-teshima@vertex-grp.co.jp

It is cost-effective to verify the response of a rockfall barrier with a chain link wire netting to the impact of falling rocks by model experiments. The authors have proposed a method for estimating the elasto-plastic displacement of full-scale structures by model experiments for elasto-plastic beams subjected to impact loads, but the proposed method was not applicable to chain link wire netting because its deformation trajectory is significantly different from that of typical elasto-plastic body. In this study, the mechanical similarity of the load-displacement relationship of chain link wire netting was investigated based on the results of out-of-plane loading tests, and it was confirmed that the replica law was highly applicable.

１．緒言

豪雨や地震などで引き起こされる落石災害への対策工の一つとしてひし形金網を用いた落石防護柵が用いられる．落石防護柵は設計指針である「落石対策便覧」[1]において，その捕捉性能や安全性能を実規模実験で検証することが求められている．しかし，実規模実験は実験施設が限定されており経済的な負担が大きいため，模型実験による性能検証ができれば有用である．著者らはこれまでに，模型実験において実規模実験と同じ材料を用い，同じ重力場で実験を実施できる弾性範囲内の相似則を提案した [2]．また，この提案相似則とエネルギー一定則を組み合わせることで，模型実験結果から実規模構造の弾塑性変形を推定する手法を提案した [3]．提案相似則および提案手法の適用性に関する検討では，弾塑性材料である鋼材の梁に対する実験および解析を行った．一方で，先述した落石防護柵は複数の材料，複数の部材からなる構造であり，その中でもひし形金網は通常の弾塑性部材とは異なった変形性能を持つ．本研究はひし形金網に着目して，実規模と模型の力学的相似性について実験的検討を行ったものである．

２．ひし形金網の特徴

実験に使用するひし形金網は JIS G 3552 に規定される亜鉛めっき鉄線製ひし形金網とした．列線の材質および寸法を表-1 に示す．また，ひし形金網の形状および各部名称を図-1 に示す．なお，実規模と模型実験で用いる材料の違いはめっき付着量であり，機械的性質はほぼ同じである．

ひし形金網は図-1 左において，丸で囲った左右の列線の交点となる部分が塑性加工されている．そのため，金網が上下方向もしくは左右方向に引張られる際には交点部が塑性変形する．一方で，交点間の直線部分は塑性化していないため軸方向に弾性挙動をすると考えられる．すなわち，ひし形金網に荷重が作用した際には塑性変形と弾性変形が混在することになり，提案相似則を適用できないと考えられる．

３．実験概要

面外載荷実験概要を図-2 に示す．実験は 2 タイプ行っており，タイプ 1 は左右の上下 4 点を固定具によりピン支点

table 1　Material and shape of Chain link wire netting

Item	Material	Tensile strength	Young's modulus	Diameter	Opening
Unit	-	N/mm^2	N/mm^2	mm	mm
Full scale	SWMGS-3	421.3	141,317	3.96	50
model	SWMGS-2	426.1	124,505	1.98	25

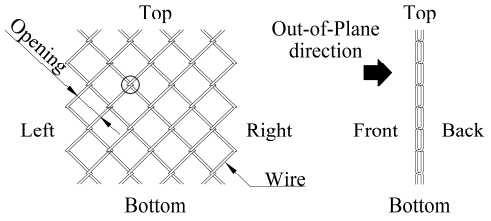
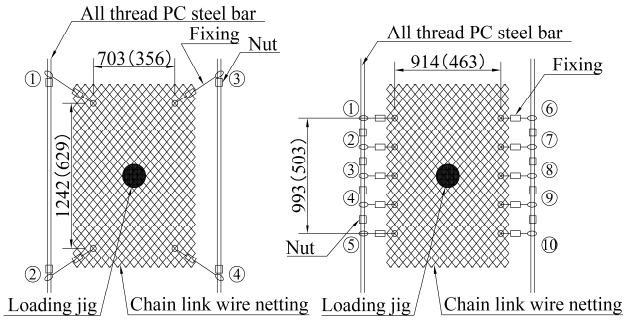
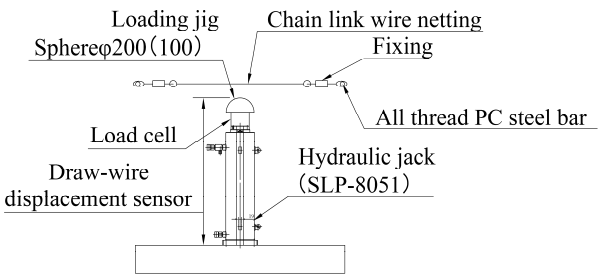


Fig. 1　Figure of Chain link wire netting



(a)　Type 1　　(b)　Type 2

(1) Top View

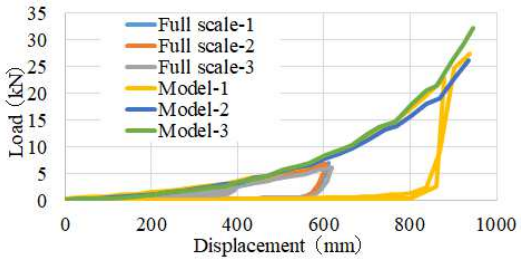


(2) Side View

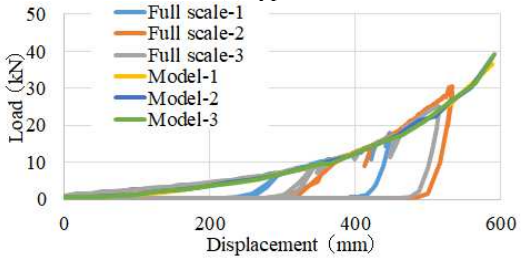
Fig. 2　Experimental device

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

Fig. 3 Model experiment of Type 2



(1)Type 1



(2)Type 2

Fig. 4 Comparison of load-displacement relationship using replica law

とした．タイプ 2 は左右対称に 5 点ずつ計 10 点を固定具によりピン支点とした．丸囲い文字は固定具の番号を表す．模型は実規模に対して縮尺 1/2 とした．載荷部には，実規模および模型それぞれ，φ200mm の半球および φ100 の半球の球面を用いた．図-3 はタイプ 2 の載荷状況写真である．載荷には油圧ジャッキを用い，ジャッキと載荷治具間に設置したセンターホールロードセルで荷重を計測した．また，糸式変位計を用いて載荷部の変位を計測した．実験は各タイプの実規模，模型ともに各 3 回実施した．

４．実験結果および考察

実験で得られた荷重－変位関係を図-4 に示す．模型の荷重－変位関係はレプリカ則で変位と荷重にはそれぞれ 1/S=2，$1/S^2$=4 を乗じて実規模換算した．レプリカ則および著者らが提案する相似則の一部を表-2 に示す．レプリカ則は実規模と同じ材料を使用した模型実験に適用可能な相似則であり，加速度の相似比が 1/S となるため，重力加速度の影響の大きい実験では加速度の調整が必要となるが，静的載荷実験では弾塑性体であれば弾性域および塑性域ともに相似が成立する．タイプ 1 では，模型のひし形金網が換算値で 1000mm 程度変位した後，載荷治具接触部で破断した．実規模は 600mm 程度の変位で装置の限界に達したが，破断しなかった．実規模および実規模換算した模型の荷重－変位関係はほぼ一致しており，ともに降伏点は見られず，変位の増加に対して荷重が非線形的に増加しており，レプリカ則による相似が成立していると考えられる．降伏点が見られない原因は，主たる変形が塑性加工された列線の交点で発生したためと考えられる．実規模実験では

table 2 Similarity Laws

Physical Quantity	Symbol	Replica law	Proposed law
Length	l	S	S
Displacement	u	S	S^2
Time	t	1/S	1/S
Mass	m	S^3	S^3
Acceleration	a,g	1/S	1
Density	ρ	1	1
Force	F	S^2	S^3
Stress	σ	1	S
Young's Modulus	Es,Ec	1	1

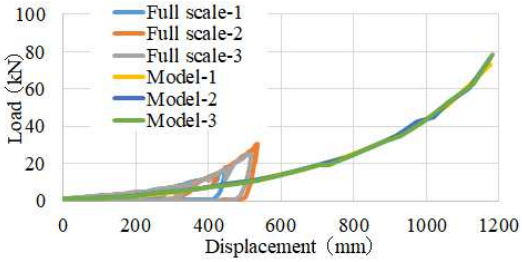


Fig. 5 Comparison of load-displacement relationship using proposed law

除荷中に変位の減少が発生した．これは，除荷したことで列線の直線部の弾性変形分が元に戻ったものと推測される．

タイプ 2 では模型のひし形金網は換算値で 600mm 程度変位した後，載荷治具接触部で破断した．実規模は 500mm 程度の変位で装置の限界に達したが，破断しなかった．また，実規模と実規模換算した模型の荷重－変位関係はほぼ一致しており，降伏点は見られず，変位の増加に対して荷重が非線形的に増加しており，レプリカ則による相似が成立していると考えられる．降伏点が見られない原因および，除荷中の変位の減少する理由はタイプ 1 と同じと考えられる．タイプ 1 と比較してタイプ 2 の模型の破断変位量が小さい理由は，支点数が 4 点に対して 10 点と多く，金網の固定度が大きかったため，塑性加工部の変形が起きにくく，直線部の弾性変形が荷重を負担したことが原因と考えられる．なお，提案相似則を用いて模型実験結果を実規模換算すると図-5 の通り実規模と模型の実験結果が一致しないため，提案相似則は適用できない．

５．結言

本研究では，スケールの異なるひし形金網の面外方向載荷実験を行い，荷重－変位関係の相似性について検討した．得られた内容は下記のとおりである．

・面外方向載荷した縮尺が異なるひし形金網において，荷重－変位曲線はレプリカ則による相似がほぼ成り立つことが分かった．
・金網の主たる変形は塑性変形であり，弾性変形のみが発生するわけではないため提案相似則は適用できない．

参考文献

1) 日本道路協会：落石対策便覧，平成 29 年 12 月
2) 手嶋良祐，別府万寿博，市野宏嘉：重力場における縮小模型実験に対する相似則の提案と検証，構造工学論文集 67A 巻，pp.826-837，2021 年
3) 手嶋良祐，別府万寿博，市野宏嘉：重力場における縮小模型実験に対する相似則の理論的誘導と弾塑性問題への適用，土木学会論文集 Vol.79，No.15，2023 年（掲載予定）

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

エネルギーに着目した直接基礎の浮き上がり効果に関する検討（シンポジウム講演概要）

Study on the stepping effect of the foundation from viewpoints of energy
(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

山下　典彦（大阪産大・工）　　久保田　晃平（大阪産大院・工）　　宮脇　幸治郎（元府立高専）
Norihiko YAMASHITA, Osaka Sangyo University
Kohei KUBOTA, Graduate School of Osaka Sangyo University,
Kojiro MIYAWAKI, Former Osaka Prefecture College of Technology
E-mail: yamasita@ce.osaka-sandai.ac.jp

In this study, the rotating soil spring under the spread foundation of the RC pier with the backfill soil was replaced with the vertical soil spring, and the stepping effect of the spread foundation was evaluated. And then, aforementioned study introduced energy balance, the stepping effect of the spread foundation cased the superstructure was investigated from viewpoints of energy.

１．はじめに

時刻歴応答解析による瞬間的な分析だけの解析結果では，解析プログラムの誤り等の理由から正当性を主張できず，応答相互関係を的確に示すエネルギーの釣合式による根拠が必要であると考えられている[1)]．

本研究では，回転地盤ばねを鉛直地盤ばねに置き換え，直接基礎の浮き上がり効果を検討した著者ら[2)]の解析モデルにエネルギーを導入することで，各ばねのエネルギーの観点から直接基礎の浮き上がり効果が上部構造物に与える影響について検討した．

２．各ばねのエネルギー評価方法と規準化

多自由度系におけるエネルギーの釣合式として，式(1)のマトリクス表記された多自由度系運動方程式から導出する方法がある[3)]．しかしながら，この方法では，第３項の復元力エネルギーWp は各ばねの合計値であり，各ばねにおける個々のエネルギーは求まらない．

$$\int_0^t \{\dot{y}\}^T [M]\{\ddot{y}\}dt + \int_0^t \{\dot{y}\}^T [C]\{\dot{y}\}dt + \int_0^t \{\dot{y}\}^T [K]\{y\}dt = -\int_0^t \{\dot{y}\}^T [M]\{I\}\ddot{y}_G dt \quad (1)$$

本研究では，既往の解析モデルから各ばねのエネルギーを Fig.1 に示すような各ばねの履歴曲線に台形則を用いて斜線部分を求め，解析ステップ n から n+1 の各ばねのエネルギーを足し合わせることで式(2)の復元力エネルギーを算出する．左辺の第１項は上部構造物水平ばね，第２項は基礎水平地盤ばね，第３項は基礎底部水平ばね，第４項は鉛直地盤ばね(括弧の左側)，回転地盤ばね(括弧の右側)の台形面積によるエネルギーとなる．また，弾性，弾塑性範囲では加算，除荷範囲では引算された合計面積 OABCE が半サイクルの各ばねのエネルギーとなる．

$$S_{ks} + S_{khs} + S_{khb} + (S_{kv},\ S_{kr}) = \int_n^{n+1} \{\dot{y}\}^T [K]\{y\}dt \quad (2)$$

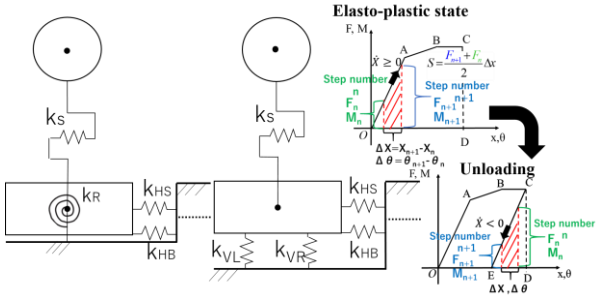
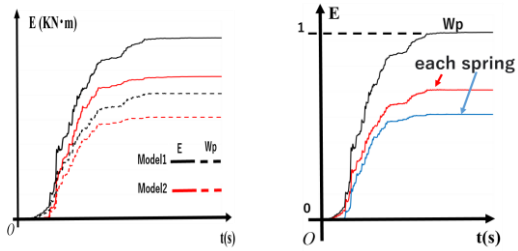


Fig.1 multi degree of freedom Trapezoidal rule

式(1)左辺の入力エネルギーE は，速度の影響でエネルギーの大きさが異なり，Fig.2(a)に示すようにエネルギーの釣合関係から右辺の復元力エネルギーは入力エネルギーに依存する形となる．エネルギーの割合を導出するには，入力エネルギーの影響を軽減させる規準化が必要であり，本研究では，規準化の評価方法として各ばねのエネルギーを地震動終了後の全復元力エネルギーで除することで Fig2(b)のような最大値１とした各ばねのエネルギーの割合を評価する．



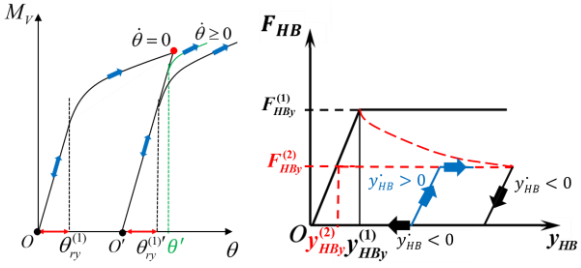
(a) input energy　　(b) Standard energy

Fig.2 Input energy and standard energy

３．浮き上がり効果の復元力特性

鉛直地盤ばねの履歴曲線は，Fig.3(a)に示すように浮き上がりが生じる基礎底面と地盤との接地面積の変化を接地面積率 $\bar{A}/A = \sqrt{\theta_{Ry}^{(1)}/\theta}$ で表し，鉛直地盤ばねに乗じて第２勾配を曲線で評価する．除荷時は初期剛性で考慮し，モーメントが原点と同等になる回転角を新たな原点O'として塑性変形を評価する．また，塑性変形後は，回転角が $\theta_{Ry}^{(1)\prime}$を向かえることで浮き上がりが生じ，載荷時の浮き上がりは，接地面積率 $\bar{A}/A = \sqrt{\theta_{Ry}^{(1)\prime}/\theta'}$ を鉛直地盤ばねに乗じて浮き上がりを評価する．

基礎の底部地盤ばねは，Fig.3(b)に示す第１象限と第３象限のみで評価しており，基礎底部変位が降伏点変位 $y_{HBy}^{(1)}$ を



(a) Vertical soil spring　　(b)bottom soil spring

Fig.3 Hysteresis loop

向かえることで滑り現象が生じる．また，浮き上がりが生じることで $y_{HBy}^{(1)}$ に接地面積率 $\bar{A}/A=\sqrt{\theta_{Ry}^{(1)}/\theta}$ を乗じて $y_{hby}^{(2)}$ と逐次変化させ，第 2 勾配を曲線で評価する．塑性変形後の載荷時は初期剛評価し，第 2 勾配は，除荷開始時の降伏応力 $F_{HBy}^{(2)}$ から評価する．

4．解析結果

本研究では，鉛直ばねモデル(柱高さ 11,8,5m を Type1,2,3)，回転ばねモデル(柱高さ 11,8,5m を Type4,5,6)とした．非線形応答解析は，増分法(β =1/6)で Rayleigh 減衰を使用し，RC 橋脚及び基礎の減衰定数はそれぞれ 5%,10%で定め，微少時間を 0.001 秒として実施した．入力地震動は道路橋示方書の平成 7 年兵庫県南部地震の神戸洋気象台地盤上 NS 成分を線形補間して使用した．

Fig.4 は，異なるモデルによる上部構造物水平ばね及び回転，鉛直地盤ばねモデルの履歴曲線とエネルギーを示している．Fig.4 を異なるモデルの最大値で比較すると，Fig.4(a)(b)の Type1,4 では 0.023 m, 9.0×10^{-4} rad の差が生じているが，柱高さが小さい Type3,6 では 0.001m, 6.0×10^{-5}rad と差が小さくなっている．また，Fig.4(c)(d)の 30 秒時点では同様の傾向を示しており，Type1,4 を比較すると Fig.4(c)(d)で 209.79KN･m, 247.71 KN･m の差が生じおり，柱高さが小さい Type3,6 では Fig.4(c)で 5.37KN･m，Fig.4(d)で 16.83 KN･m と差が小さくなっている．

Fig.5 は，Fig.4 を規準化した図面である．Fig.4(c)(d)と Fig.5(a)(b)を比較すると Fig.5(a)の Type3,6 では，上部構造物水平ばねエネルギーの割合が明確になり，入力エネルギーの影響が大きいことがわかる．Fig.5(b)の Type1 では規準化することで回転地盤ばねのエネルギーが 0.16 と全体の 1 に対して 1 割強を占めていることがわかる．

Fig.6 は，Type6 による上部構造物水平ばね，回転地盤ばねの応答波形及びエネルギーの増分の応答が最も大きくなる前後 5～6 秒間を示しており，浮き上がり効果による上部構造物への影響を検討している．Fig.6(a)の応答波形では，5.58 時点で回転角に差異が生じているが，上部構造物への影響は見受けられない．しかし，Fig.6(b)の同時刻でのエネルギーの増分を検討すると，上部構造物水平ばねエネルギーに 1.02×10^{-3}KN･m と僅かに差異が生じており，エネルギーの観点では，上部構造物水平ばねに影響を与えていることわかる．

5．まとめ

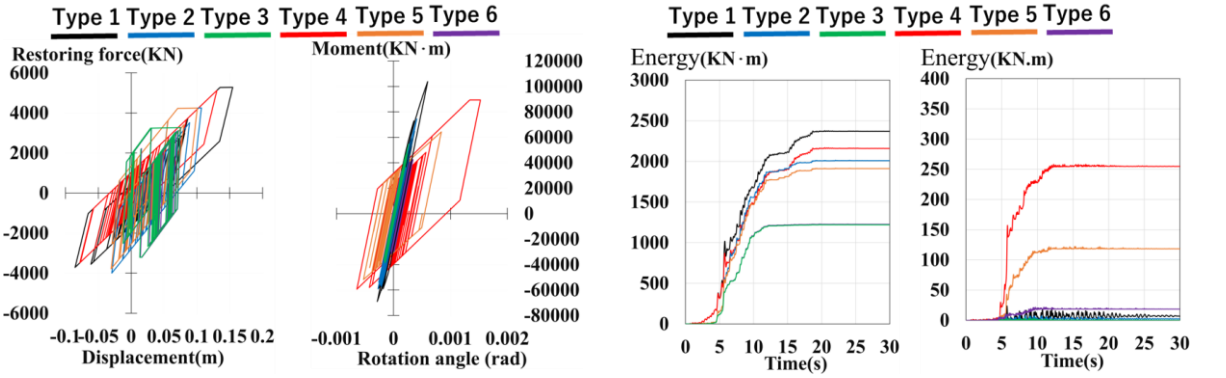
各ばねのエネルギーの観点から直接基礎の浮き上がり効果が上部構造物に与える影響について検討した．

(1) エネルギーを規準化することで，上部構造物水平ばねエネルギーの割合が明確になり，入力エネルギーの影響が大きいことがわかる．

(2) 基礎の浮き上がり効果をエネルギーの増分で検討することで上部構造物水平ばねエネルギーに 1.02×10^{-3}KN･m と僅かに差異が生じており，エネルギーの観点では，上部構造物水平ばねに影響を与えていることわかる．

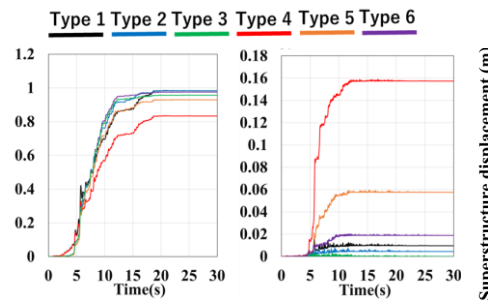
参考文献

1) 日本建築学会:建築物の耐震性能評価手法の現状と課題―限界耐力計算･エネルギー法･時刻歴応答解析―，日本建築学会，pp.143-144，2009.
2) 山下典彦・久保田晃平・宮脇幸治郎：鉛直地盤ばねによる埋戻し土を考慮した直接基礎の浮き上がり効果の検証，Kansai Geo-Symposium 2021, pp.175-180, 2021.
3) 秋山宏:エネルギーの釣合に基づく建築物の耐震設計，p.7，1999.



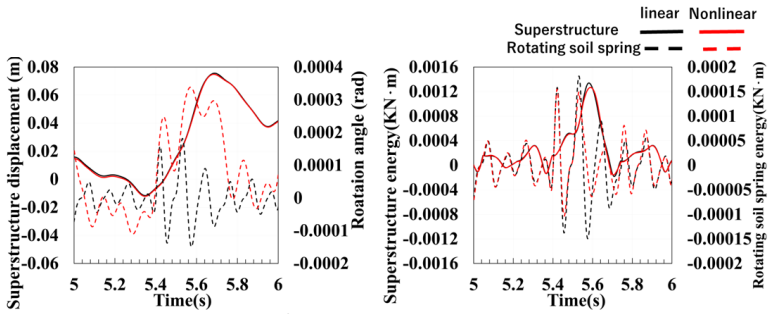
(a) Superstructure (b) Vertical and rotating soil spring (c) Superstructure (d) Vertical and rotating soil spring

Fig.4 Hysteresis loop and energy



(a) Superstructure (b) Vertical and rotating soil spring

Fig.5 Standard energy



(a) Response waveform (b) Energy incremental

Fig.6 Response waveform and Energy incremental

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

土木工学分野における新しい非ガウス現象について（シンポジウム講演概要）

On a new non-Gaussian phenomenon in the civil engineering fields (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

佐藤　忠信（京都大学・名誉教授）
Tadanobu SATO, Kyoto University

The purpose of this paper is to introduce a new non-gaussian phenomenon in the civil engineering fields. We develop a method to calculate the earthquake motion phase as a function of the circular frequency without the unwrap procedure. First, we define a mean gradient of phase by dividing the phase difference with the circular frequency interval. We discuss the probability density characteristics of the mean gradient of phase and find it is obeyed the Levy-flight distribution, which means that the men phase gradient is non-gaussian. We compare the autocorrelation characteristics of the mean phase gradient obtained from an observed acceleration time history and theoretically obtained autocorrelation characteristics by using the fractional Levy-flight process.

１．はじめに

非ガウス現象として特徴づけられる最も顕著な事例は、株価の対数収益率が Levy-flight 確率密度関数に従うことである。この結果、オプション価格の決定に用いられてきたブラックショールズの理論 [1] が書き換えられている。また、流体の乱流解析では、拡散現象が重要な役割を果たし、ブラウン運動では説明しきれない異常拡散現象を解析するのに、Levy-flight 分布に従うランダムウオーク理論を用いて、乱流解析を行うのが主流になってきている。特に、プラズマの安定性に関して、Levy-flight 分布が重要な役割を持つようになってきている。また、Levy-flight 分布に従うランダムウオーク理論を用いた探索の最適化を行う研究 [2] も行われるようになってきている。こうした観点から、土木工学の分野において、Levy-flight 分布関数に従う新しい現象を解説するのが本研究の主目的である。

２．観測加速度時刻歴から求められる位相特性

観測加速度時刻歴を$x(t)$とし、そのフーリエ変換を$X(\omega)$とする。tは時間で、ωは角振動数である。ここで用いる観測加速度時刻歴は 1973 年釧路沖地震の際に釧路気象台で観測された NS 成分で、提供されている離散時間間隔は.0.02 秒で、離散点個数は 15000 である。角振動数領域での分解能を上げるため、ゼロパディング操作を行った。すなわち、時刻歴の後半にゼロを付け加え、離散点総数を2^{25}とした。角振動数領域での離散間隔を$d_0\omega$とすれば、$d_0\omega = 100\pi/2^{25}$ラジアンとなる。この角振動数間隔で$\omega$を離散化すれば、$\omega_l = l \cdot d_0\omega$と角振動数が離散化される。離散角振動数間隔を$k = 2^n$倍にした離散角振動数間隔を$\Delta\omega$とすれば、$\Delta\omega = k \cdot d_0\omega$となる。一方、$X(\omega) = R + iI = A(\omega)e^{i\phi(\omega)}$と表現できる。$R$と$I$はフーリエ変換の実数部と虚数部であり、$A(\omega)$と$\phi(\omega)$はフーリエ振幅と位相である。

FFT で$X(\omega)$を求めるとき、偏角位相をϕ_Aラジアンとすれば、それは$\phi_A = Arg(X(\omega))$として計算できる。Fig. 1 に釧路記録のϕ_Aを描画した、図から明らかになるように、ϕ_Aから 角振動数の連続関数としての$\phi(\omega)$を求めるには、ϕ_A値が$-\pi$に近づいたとき、πに近い値のϕ_Aに接続する操作が必要になる。すなわち、πに近づいたϕ_Aから-2πを足込む操作を行わなければならない。これはアンラップ操作と名付けられている。角振動数は$d_0\omega$間隔で離散化されているので、ω_lとω_{l+1}でϕ_Aの値は、$\phi_A(\omega_l)$と$\phi_A(\omega_{l+1})$となる。この場合、$\phi_A(\omega_l)$が$-\pi$に近い値を取って、$\phi_A(\omega_{l+1})$の値がπに近い値を取るものとする。この場合は$X(\omega_l)$が乗っているリーマ

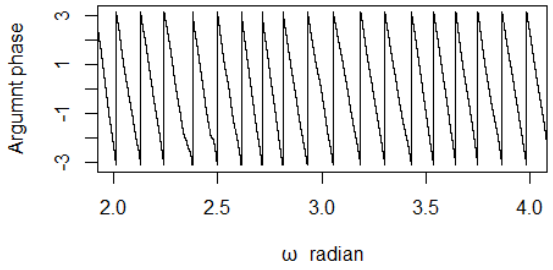


Fig.1 Argument phase　ϕ_A (radian)

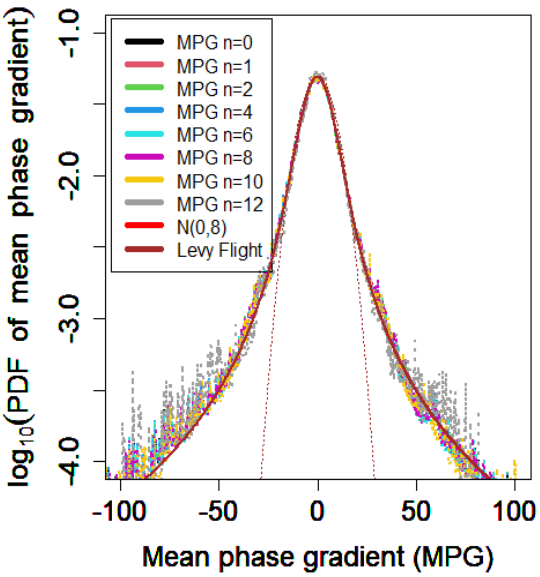


Fig.2 The probability density functions (PDFs) of MPG for Kushiro record with different circular frequency intervals that are defined by $(n = 0,1,2,\ 4,6,8,10.12)$. All PDFs are coincided together, and its theoretical PDF is defined by the origin symmetrical Levy-flight distribution function with parameters of $\alpha = 1.5$ and $\gamma = 5.9$ (brown colored line)

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

ン面が問題になる。もし、$X(\omega_l)$と$X(\omega_{l+1})$が同じリーマン面上にあれば、$\phi(\omega_l) = \phi_A(\omega_l)$とし、$\phi(\omega_{l+1}) = \phi_A(\omega_{l+1})$とすればよい。そうでなければ、$\phi(\omega_l) = \phi_A(\omega_l)$とした上で、$\phi(\omega_{l+1}) = \phi_A(\omega_{l+1}) - 2\pi$としなければならない。これを可能にするのは、$X(\omega_l)$と$X(\omega_{l+1})$が乗っているリーマン面の数を最初から正確に数え上げる必要がある。両者のリーマン面が同じなら、$\phi(\omega_l) = \phi_A(\omega_l)$で$\phi(\omega_{l+1}) = \phi_A(\omega_{l+1})$となる。そうでなくて、$X(\omega_l)$の乗っているリーマン面の数が$q$で、$X(\omega_{l+1})$の乗っているリーマン面の数が$q+1$であるのならば、$\phi(\omega_l) = \phi_A(\omega_l)$で、$\phi(\omega_{l+1}) = \phi_A(\omega_{l+1}) - 2\pi$とならなければならない。一方、リーマン面の数$q$を正確に数え上げるのは困難なので、正接位相の定義である$\tan\phi(\omega) = (I/R)$を用いて、次式の位相増分$d\phi(\omega)$を求める。

$$d\phi(\omega) = \frac{dI \cdot R - I \cdot dR}{R^2 + I^2} \tag{1}$$

さらに、$d\phi(\omega)$をωに関して積分して、$\phi(\omega)$を求める。その上で、$\phi(\omega)$を線形遅れ部$-\omega t_0$とそこからの変動部$\psi(\omega)$に分解する。なお、以下の解析では、位相変動部$\psi(\omega)$を位相と名付け、その確率特性を考察する。そのため、$\psi(\omega)$の離散振動数間隔$\Delta\omega$での差分$\Delta\psi(\omega)$を次式で定義する。

$$\Delta\psi(\omega) = \psi(\omega) - \psi(\omega - \Delta\omega) \tag{2}$$

ωを$\Delta\omega$間隔で離散化したものを、改めて、$\omega_l = l \cdot \Delta\omega$と表わす。なお、次式で定義されれる$Y(\omega)$を確率変数と考える。

$$Y(\omega) = \Delta\psi(\omega)/\Delta\omega \tag{3}$$

$Y(\omega)$はωの関数であるが、$\Delta\omega$の関数でもある。これを位相平均勾配と名付け MGP と呼ぶことにする。$\Delta\omega = k \cdot d_0\omega = 2^n d_0\omega$であったので、$n = 0,1,2,4,6,8,10,12$と変化させた場合について、$Y(\omega)$の確率密度関数を描画したのが Fig.2 である。図から明らかになるように、$Y(\omega)$の確率密度関数は$\Delta\omega$の大きさによらず、おおむね一致していることが分かる。これから、$Y(\omega)$がフラクタル特性[3]を有していることが判明する。なお、赤点線は$N(0,8)$であり、褐色太線はパラメターが$\alpha = 1.5$と$\gamma = 5.9$で、原点対象のレヴィフライト確率密度関数[4]で、$s(\alpha,\gamma,Y)$と表わされる。赤点線は$N(0,8)$の正規分布である。これから、位相平均勾配(MGP)が非ガウス特性を有することが分かる。

３．位相平均勾配の相関係数

$Y(\omega)$を$\Delta\omega$間隔で離散化し、$Y_i = Y(\omega_i)$と置くと，これまでの研究成果[5]に基づけば、Y_iは次式で模擬できる。

$$Y_i = \gamma_L \left(\sum_{m=1}^{L} a_m Z_{i-m} + Z_i + \sum_{m=1}^{L} a_m Z_{i+m} \right) \tag{4}$$

$\{Z_l\}$は標準レヴィフライト確率密度関数$s(\alpha,1,Z)$より独立同分布で生成された乱数列であり、a_mは次式で定義される。

$$a_m = \frac{1}{2}\{(m+1)^\beta - (m-1)^\beta\} \tag{5}$$

ここに、mは正の整数であり、βは次式で与えられる。

$$\beta = 1 - 1/\alpha \tag{6}$$

なお、Y_iはその構成から弱定常過程と考えてもよいのでY_iを任意の離散点kだけシフトしたものは次式で表現できる。

$$Y_{i+k} = c\left\{ \sum_{l=1}^{L} a_l Z_{i+k-l} + Z_{i+k} + \sum_{l=1}^{L} a_l Z_{i+k+l} \right\} \tag{7}$$

これから、Y_iの相関関数$R(k)$は次式で与えられる。

$$R(k) = E[X_i X_{i+k}] \tag{8}$$

相関係数$\rho(k)$は次式で定義できる。

$$\rho(k) = R(k)/R(0), \quad k = 0,1,\cdots,\infty \tag{9}$$

Fig.3 は釧路の加速度記録から$\psi(\omega)$を求め、式(3)に基づいて$Y(\omega)$の相関係数を数値的に求めた結果を薄水色のジグザク細実線で表示した。

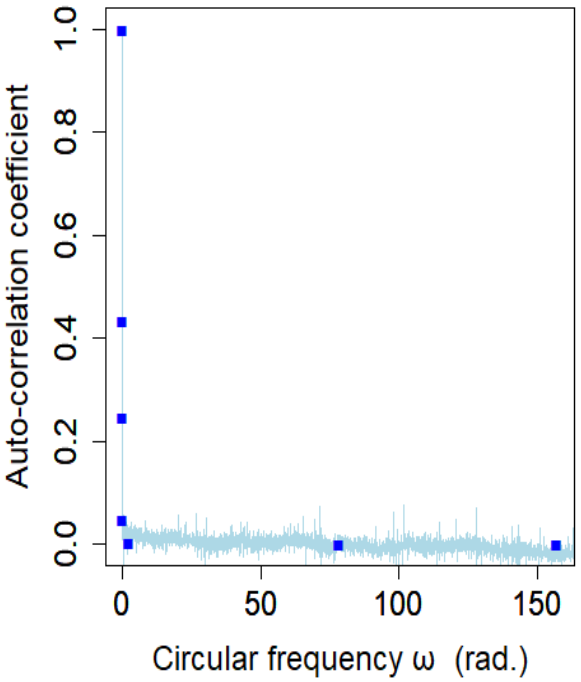


Figure 3. The autocorrelation coefficient of the mean gradient of Kushiro phase (zigzag light blue line) and theoretically derived one at the designated circular frequency (bule squares)

なお、$k = 0, 2^2, 2^4, 2^{10}, 2^{18}, 2^{23}, 2^{24}$対して、式(9)に基づく理論的な相関係数を青■で描画した。いずれの相関係数もデルタ関数としての特性を有しているように見える。

４．謝辞

本論文は科学研究費の補助（科研費番号#21K04242）を受けて実施された。また、用いた観測加速度記録は気象庁から提供されたものです。合わせて謝意を表します。

参考文献

1) Mikosch, T.,:*Elementary Stochastic Calculus with Fainance in View*, World Scientfic Publishing Co.Pte. Ltd. 1998.
2) Viswanathan, G. M., Budyrev, S. V., Havlin, S., da Luz, M. G. E., Raposo, E. P. & Stanley, H. E.; Optimizing the success of random searches, Nature 401, 911–914,1999.
3) Falconer, K. : *Fractal Geometry,* Mathematical Foundation and Application, 2nd ed. John Wiley & Sons, Ltd, The Atrium, Southern Gate, Chichester, 2003.
4) Nolan J. P. : *Stable Distribution: Models for Heavy TailedData,*(http://academic2.american.edu/ ~jpnolan /stable/chap1.pdf), 2015 年 11 月. 13.日に閲覧.
5) 佐藤忠信：時震動位相差分の特異な確率特性と程一分散雄定義できない群遅延時間のモデル化一，土木学会論文集 A1(構造・地震工学)，Vol.73, No.2, 344-363, 2017.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

Regular Session | General Session (2.Computational Mechanics)

2.Computational Mechanics

座長:西藤 潤(京都大学)

Sat. May 27, 2023 10:10 AM - 11:40 AM B (6号館 4階 6418室)

[12007-12-01] Dynamic fracture simulation method combining a gradient damage model and a finite cover method (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Daigo Hirayama[1], Jike Han[1], Shuji Moriguchi[1], Kenjiro Terada[1] (1. Tohoku University)

10:10 AM - 10:25 AM

[12007-12-02] Limit equilibrium theory-based wide-area slope stability analysis using real terrain data(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Yumi Nakamura[1], Daichi Sugo[1], Kenta Tozato[1], Reika Nomura[1], Shuji Moriguchi[1], Kenjiro Terada[1] (1. Tohoku University)

10:25 AM - 10:40 AM

[12007-12-03] Implicit SPH with non-Newtonian rheology model for effective slope failure prediction(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Shodai Okano[1], Daniel Morikawa[2], Haruki Osaki[1], Mitsuteru Asai[1] (1. Kyushu University, 2. Japan Agency for Marine-Earth Science and Technology)

10:40 AM - 10:55 AM

[12007-12-04] Reflection and transmission analysis of guided waves at a water pipe joint using a hybrid finite element method (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

Taisei Matsuo[1], *Taizo Maruyama[1], Kazuyuki Nakahata[1] (1. Ehime University)

10:55 AM - 11:10 AM

[12007-12-05] Topology Optimization for Maximization of Nonlinear Buckling Load Factor with Stress and Stiffness Constraints (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Keisuke Imoto[1], Hiroya Hoshiba[1], Koji Nishiguchi[1], Hisao Uozumi[2], Junji Kato[1] (1. Nagoya University, 2. Honda R&D)

11:10 AM - 11:25 AM

[12007-12-06] Implicit Eulerian fluid-structure interaction method using Reference map technique (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Keito Kondo[1], Koji Nishiguchi[1], Hiroya Hoshiba[1], Junji Kato[1] (1. Nagoya University Graduate School of Engineering)

11:25 AM - 11:40 AM

©Applied Mechanics Committee, JSCE

勾配損傷モデルと有限被覆法を組み合わせた動的破壊シミュレーション手法の開発 （シンポジウム講演概要）

Dynamic fracture simulation method
combining a gradient damage model and a finite cover method
(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

平山　大悟（東北大・工）　韓　霽珂（東北大・工）　森口　周二（東北大・災害研）
寺田　賢二郎（東北大・災害研）
Daigo HIRAYAMA, Tohoku University
Jike HAN, Tohoku University
Shuji MORIGUCHI, Tohoku University
Kenjiro TERADA, Tohoku University
E-mail: daigo.hirayama.r1@dc.tohoku.ac.jp

A continuum damage model has recently been combined with the finite coverage method (FCM) to represent a diffusive crack as a discrete crack. This study extends it to a dynamic fracture problem, representing the crack from its initiation to its motion after separation. First, we derive the governing equations for the displacement and damage fields from the energy balance equation involving kinetic energy. Next, they are discretized in space and time and implemented in the existing FCM code. The proposed method can simulate the entire process from crack initiation to the post-separation movement of a structure. The capability of the proposed method is verified by presenting four representative numerical examples.

1. 序論

有限要素法を用いたき裂の発生・進展およびその分岐現象の数値解析を実現するために，様々な研究が行われてきたが，任意き裂の発生および進展・分岐現象までを記述可能な非局所連続体損傷モデルの 1 つである「Phase-field き裂モデル[1]」が注目を集めている．先行研究[2] では，Phase-field き裂モデルに有限被覆法（FCM）を適用することで，き裂進展経路は変分原理に基づくエネルギー最小化問題として求解し，進展した陰的き裂は FCM によって陽的に表現することを実現した．本研究では，材料における亀裂の発生から分離後の運動までを一貫して解析を行うため，先行研究に対して Newmark β 法を適用し時間離散化を行うことで，動的破壊問題へと拡張を行う．

2. 解析手法

2.1. Phase-field き裂モデル

Phase-field き裂モデルでは，Phase-field 近似を用いて拡散き裂を表す汎関数を定義することで，連続体内部における離散的なき裂面を近似的に表すことが可能となる．スカラー変数である Phase-field 変数 d が材料の損傷状態を表す損傷変数として用いられ，本研究で用いる AT2 モデルの場合，拡散き裂は以下のような指数関数形で与えられる．

$$d(x) = \exp\left(\frac{-|x|}{l_{\mathrm{f}}}\right) \tag{1}$$

ここで，l_{f} は拡散き裂の幅を表す正則化パラメータである．

弾性ひずみエネルギー密度と損傷エネルギー密度をそれぞれ Ψ^{e}，Ψ^{f} とし，エネルギー密度関数を次式のように定義する．

$$\Psi = \Psi^{\mathrm{e}}(\boldsymbol{F}, d) + \Psi^{\mathrm{f}}(d, \nabla d) \tag{2}$$

ここで，$\boldsymbol{F}$ は変形勾配であり，初期および現在配置の位置ベクトル $\boldsymbol{X}$ および $\boldsymbol{x}$ を用いて，$\boldsymbol{F} := \partial \boldsymbol{x}/\partial \boldsymbol{X}$ と定義する．変形及び損傷の支配方程式は，適当な外力エネルギー項および運動エネルギー項を考慮した次のエネルギー変化率のつり合い式から得られる．

$$\int_{\mathcal{B}_0} \dot{\Psi}\mathrm{dV} + \int_{\mathcal{B}_0} \rho_0 \ddot{\boldsymbol{u}} \cdot \dot{\boldsymbol{u}}\mathrm{dV} = \int_{\mathcal{B}_0} \boldsymbol{B} \cdot \dot{\boldsymbol{u}}\mathrm{dV} + \int_{\partial\mathcal{B}_0} \boldsymbol{T} \cdot \dot{\boldsymbol{u}}\mathrm{dA} \tag{3}$$

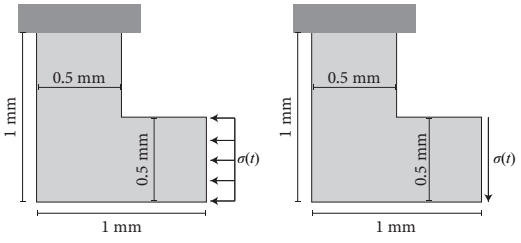
ここで，$\boldsymbol{B}$ および $\boldsymbol{T}$ は連続体に作用する物体力と平面力ベクトルである．

2.2. 有限被覆法による空間離散化

有限被覆法（FCM）[3] では，計算の対象領域の補間関数を定義する数学的領域（数学被覆）と物理量を定義する物理領域（物理被覆）の 2 つに分離して考える．これにより，有限要素の形状とは無関係に，き裂や異種材料の任意の不連続性を表現することが可能となる

有限被覆法における空間離散化は，形式的には一般的な有限要素法と同様であり，式 (3) から減衰項を含む変位場および損傷場の残差力ベクトル $\mathcal{R}^I_{u_i}$，$\mathcal{R}^I_d$ は次式のように与えられる．

$$\mathcal{R}^I_{u_i} = -\int_{\mathcal{B}^{en}_0} \left(\rho_0 \ddot{u}^h_i \mathcal{N}^I + \left(C^h_{ij}\dot{u}^h_j\right)\mathcal{N}^I + P^h_{ia}\frac{\partial \mathcal{N}^I}{\partial X_a} - \rho_0 g^h_i \mathcal{N}^I\right)\mathrm{dV} + \int_{\partial\mathcal{B}^{en}_0} T^h_i \mathcal{N}^I \mathrm{dA} \tag{4}$$



(a) Horizontal direction　(b) Vertical direction

Fig. 1　Geometry with boundary conditions

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

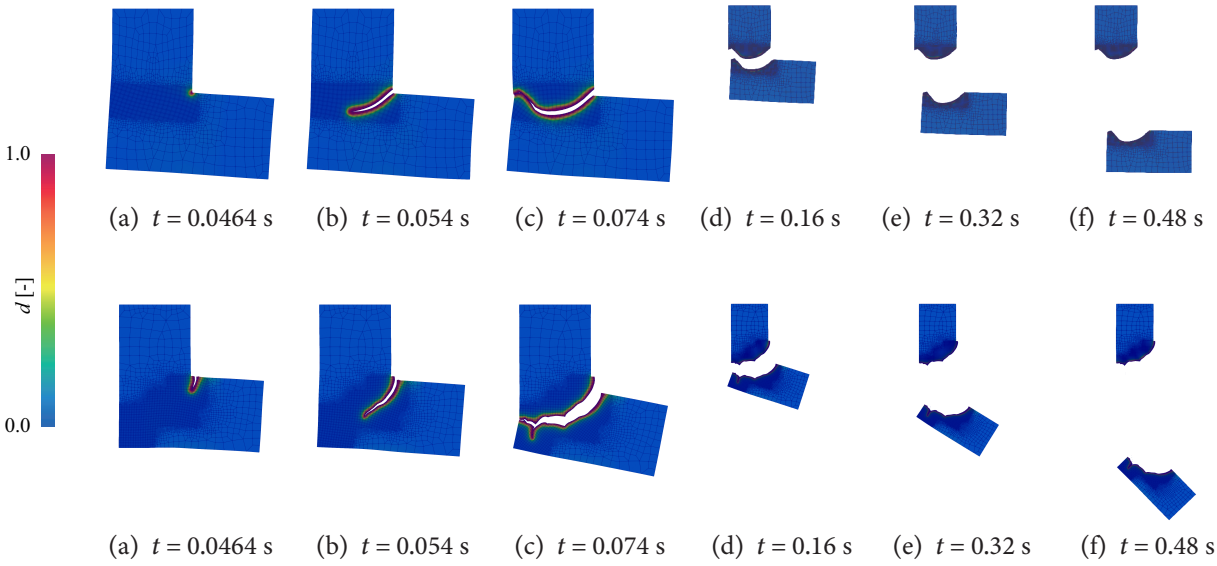


Fig. 2 Snapshots of the crack evolutions and post-separation movements in horizontal (upper) and vertical (lower) loads

$$\mathcal{R}_d^I = -\int_{\mathcal{B}_0^{en}} \left(-\frac{\partial g\left(d^h\right)}{\partial d}\mathcal{H}^{eh}\mathcal{N}^I - \frac{G_c}{l_f}\left(d^h\mathcal{N}^I + l_f^2\frac{\partial d^h}{\partial X_a}\frac{\partial \mathcal{N}^I}{\partial X_a}\right)\right) \mathrm{dV} \tag{5}$$

ここで，N^I は形状関数であり，ρ，$g(d)$，G_c，$\mathcal{H}^{eh4)}$ は連続体の質量密度，強度低減関数，破壊エネルギー，損傷を担保するための履歴変数である．また，$\boldsymbol{C}\cdot\dot{\boldsymbol{u}}$ は人工的な減衰項である．なお，本研究では表面力は考慮しない．

2.3. Newmarkβ 法を用いた時間離散化

Newmark β 法は線形加速度法の拡張手法であり，任意の 2 つのパラメータ β,γ により近似した式を用いて，動的問題を時間方向に離散化する手法である．変位 $\boldsymbol{u}$，速度 $\dot{\boldsymbol{u}}$，加速度 $\ddot{\boldsymbol{u}}$ の関係は次式のように与えられ，式 (4) の加速度が時間離散化される．

$$\begin{aligned}\boldsymbol{u}_{n+1} &= \boldsymbol{u}_n + \Delta t\dot{\boldsymbol{u}}_n + \frac{\Delta t^2}{2}\left[(1-2\beta)\,\ddot{\boldsymbol{u}}_n + 2\beta\ddot{\boldsymbol{u}}_{n+1}\right]\\ \dot{\boldsymbol{u}}_{n+1} &= \dot{\boldsymbol{u}}_n + \Delta t\left[(1-\gamma)\,\ddot{\boldsymbol{u}}_n + \gamma\ddot{\boldsymbol{u}}_{n+1}\right]\end{aligned} \tag{6}$$

3. 数値計算例

数値計算例を通して，提案手法の性能を検証する．L 字型の解析モデルを対象として，外力 $\sigma(t) = \sigma_0 \cdot f(t)$ を水平・鉛直方向に与える．$\sigma_0 = 15$ MPa とし，$f(t)$ は次式に示す通りとする．また，解析モデルの形状および境界条件は Fig. 1 に示すとおりである．

$$f(t) = \begin{cases} \sin\left(\dfrac{\pi\cdot \mathrm{t}}{0.005\ \mathrm{s}}\right), & \text{if } 0 \le \mathrm{t} \le 0.005\ \mathrm{s} \\ 0, & \text{if } 0.005\ \mathrm{s} < \mathrm{t} \end{cases} \tag{7}$$

Fig. 2 に変形履歴および Phase-field 変数についてのコンター図を示す．この図から，水平に外力を与えた場合と鉛直に外力を与えた場合では，異なるき裂進展経路により部材が分離されたのち，それぞれ物体力により落下している様子が確認できる．水平方向外力では，部材の分離後は右方向に等速直線運動しながら落下している様子が確認できるが，鉛直方向外力では水平方向外力に比べ，き裂がより鉛直に近い向きに発生しており，部材の分離後は回転しながら落下していることがわかる．

また，動的破壊問題として数値解析を行なった本計算例では，き裂進展経路において湾曲や分岐が発生していることが確認される．外力は物体内部を応力波として伝搬するが，時間に依存して領域内の応力状態は変化しているため，引張応力により発生するき裂は応力状態の時間変化に依存しており，このようなき裂の湾曲や分岐が生じると考えられる．

これらの計算結果は，一般的な有限要素法で再現することが困難であり，提案手法がき裂の発生から分離後の運動までを適切に追跡していることから，既往手法に対する提案手法の優位性を主張することができる．

4. 結論

本研究では，任意の拡散き裂を表現する Phase-field き裂モデルに有限被覆法を適用した離散き裂によるき裂進展問題の解析手法について，動的解析問題へと拡張を行なった．具体的には，運動エネルギーを含めたエネルギーのつり合い式から，変位場と損傷場の支配方程式を導出し，有限被覆法による空間離散化を行ない，Newmark β 法を用いて時間離散化をすることにより，動的破壊問題の解析を可能にした．また，本手法の性能を確認するため，L 字型解析モデルによる動的破壊問題の数値解析を実施した．結果として，動破破壊問題におけるき裂の進展から分離後の挙動を適切に表現できた．今後は接触・摩擦項を導入し，より精緻な構造物の破壊過程の予測を行うこととする．

参考文献

1) Miehe, et al.: *Int J Numer Methods Eng*, Vol. 83, No. 10, pp. 1273–1311, 2010.
2) Han, et al.: *Int J Numer Methods Eng*, 2022.
3) Terada, et al.: *Int J Numer Methods Eng*, Vol. 58, No. 9, pp. 1321–1346, 2003.
4) Miehe, et al.: *Comput. Methods in Appl. Mech. Eng.*, Vol. 199, No. 45-48, pp. 2765–2778, 2010.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

実地形を対象とした極限平衡理論に基づく広域斜面安定解析（シンポジウム講演概要）

Limit equilibrium theory-based wide-area slope stability analysis using real terrain data (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

中村　優見（東北大・工）　須郷　大地（東北大・工）　外里　健太（東北大・工）
野村　怜佳（東北大・災害研）　森口　周二（東北大・災害研）
寺田　賢二郎（東北大・災害研）
Yumi NAKAMURA, Tohoku University
Daichi SUGO, Tohoku University
Kenta TOZATO, Tohoku University
Reika NOMURA, Tohoku University
Shuji MORIGUCHI, Tohoku University
Kenjiro TERADA, Tohoku University
E-mail: yumi.nakamura.t5@dc.tohoku.ac.jp

A catchment-scale slope stability analysis with real terrain data considering the effect of rainfall is performed. Three dimensional simplified Bishop method and Hovland method, which are based on three-dimensional limit equilibrium theory, are employed to evaluate the risks of slope failure. To consider rainfall-induced water transportation, we carried out an infiltration analysis using the Green-Ampt model, and a surface flow analysis using the diffusion wave model. A region in Kamaishi City, Iwate Prefecture, Japan, where slope failures were observed during typhoon Hagibis on October 12 and 13, 2019, is selected as the target area, and a series of analyses are performed. Simulated results were compared with observed data of the atual slope failure, and performance of the slope stability methods were discussed.

1. はじめに

日本では降雨や地震に起因する土砂災害が多く発生し，毎年のように人的・物的被害をもたらしている．このような被害を最小化するためには事前対策が重要である．また，豪雨や大地震の際には広域での被害が発生するため，広域での被害分布を俯瞰視した評価結果に基づく効率的な対策が求められる．斜面安定性評価には，極限平衡理論に基づく手法が広く用いられているが，特に三次元条件での実現象に対する精度や性能は十分に検証されていない．そこで本研究では，実際の豪雨によって崩壊が発生した実地形を対象に三次元簡易 Bishop 法と Hovland 法を適用し，解析結果を比較することに加え，実際の崩壊箇所との比較をすることで，両手法の特徴について議論する．

2. 解析手法

2.1. 浸透解析

浸透解析には Green-Ampt[1] モデルを用いる．傾斜角 α の傾斜面を考慮したとき，このモデルでは時刻 t_n での累積浸透量が次式のように表される．

$$I_n = I_o + K_s \cos\alpha \Delta t + \frac{\psi \Delta\theta}{\cos\alpha} \left(\ln \left(\frac{I_n \cos\alpha + \psi\Delta\theta}{I_o \cos\alpha + \psi\Delta\theta} \right) \right) \quad (1)$$

$$f_n = K_s (\cos\alpha + \frac{\psi\Delta\theta}{I_n}) \quad (2)$$

ここに，f_n は浸透率，K_s は飽和透水係数，ψ は吸引圧力水頭，$\Delta\theta$ は含水率の変化，I_o は時刻 t_o での累積浸透量であり，$\Delta t = t_n - t_o$ と経過時間である．

2.2. 安全率の計算

本研究では極限平衡法に基づく三次元斜面安定解析手法である Hovland 法，三次元簡易 Bishop 法を用いて安全率 F を計算する．すべり面形状は楕円体の一部を仮定し，図 1 のような土柱に分割し，垂直方向の力のつり合いとモーメントのつり合いを用いて安全率を求める．T_{ij}, N_{ij}, W_{ij} をそれぞれ，せん断力，垂直力，土柱重力の大きさとして，それぞれの単位方向ベクトル $\boldsymbol{t}_{ij}$, $\boldsymbol{n}_{ij}$, $\boldsymbol{g}$ を成分を用いて，

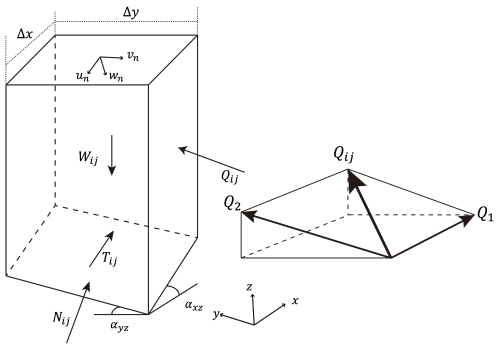


Fig. 1　Forces acting on the soil column

$$\boldsymbol{n}_{ij} = \begin{pmatrix} n_1 \\ n_2 \\ n_3 \end{pmatrix}, \quad \boldsymbol{t}_{ij} = \frac{\boldsymbol{n}_{ij} \times \boldsymbol{v}_n}{|\boldsymbol{n}_{ij} \times \boldsymbol{v}_n|} = \begin{pmatrix} t_1 \\ t_2 \\ t_3 \end{pmatrix}, \quad \boldsymbol{g} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ -1 \end{pmatrix} \quad (3)$$

と表現する．

(1) 三次元簡易 Bishop 法

鵜飼ら[2] が提案した三次元簡易 Bishop 法を用いて計算を行う．土柱間内力 Q_{ij} は xz 平面内では水平方向の成分 Q_1 を有し，yz 平面内では水平方向と $\tan^{-1}(\eta \tan\alpha_{yz})$ の角度を有する成分を持つ．ここで，安全率 F に加えて新たな未知数 η が現れるため，次のモーメントのつり合いによる式と垂直方向の力の釣り合いによる式を連立させることでこれら二つの未知数を求める．

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

$$\sum\left(W_{ij}l_w+\frac{-A(c-u\tan\phi)(-\eta n_2t_2/n_3+t_3)+FW_{ij}}{F(-\eta n_2^2/n_3+n_3)+(-\eta n_2t_2/n_3+t_3)\tan\phi}l_n+\frac{A(c-u\tan\phi)(-\eta n_2^2/n_3+n_3)+W_{ij}\tan\phi}{F(-\eta n_2^2/n_3+n_3)+(-\eta n_2t_2/n_3+t_3)\tan\phi}l_t\right)=0 \tag{4}$$

$$\sum\left(W_{ij}-\frac{-A(c-u\tan\phi)(-\eta n_2t_2/n_3+t_3)+FW_{ij}}{F(-\eta n_2^2/n_3+n_3)+(-\eta n_2t_2/n_3+t_3)\tan\phi}n_3+\frac{A(c-u\tan\phi)(-\eta n_2^2/n_3+n_3)+W_{ij}\tan\phi}{F(-\eta n_2^2/n_3+n_3)+(-\eta n_2t_2/n_3+t_3)\tan\phi}t_3\right)=0 \tag{5}$$

$$l_t=\boldsymbol{v}\cdot(\boldsymbol{r}_b\times\boldsymbol{t_{ij}}) \tag{6}$$

$$l_n=\boldsymbol{v}\cdot(\boldsymbol{r}_b\times\boldsymbol{n_{ij}}) \tag{7}$$

$$l_w=\boldsymbol{v}\cdot(\boldsymbol{r}_g\times\boldsymbol{g}) \tag{8}$$

ここに，A は土中の底面積，c は粘着力，ϕ は内部摩擦角，$\boldsymbol{r_b}$ は楕円体中心から土柱の滑り面までの位置ベクトル，$\boldsymbol{r_g}$ は楕円体中心から土柱の中心までの位置ベクトルである．なお，これは非線形連立方程式となるため Newton-Raphson 法を用いて計算する．

(2) Hovland 法

Hovland 法では土柱間に働く内力を無視して計算する．Hovland 法での式を以下に示す．各種ベクトル及び定数は三次元簡易 Bishop 法のものと同様である．

$$F=\frac{\sum l_t\left[cA+\{-W_{ij}n_3-uA\}\tan\phi\right]}{\sum W_{ij}\left(-l_nn_3-l_w\right)} \tag{9}$$

3. 実地形への適用

3.1. 対象地形・解析条件

対象地域は，岩手県釜石の一部であり，林野火災の後に豪雨によって複数の斜面崩壊が発生した地域である．豪雨前後に実施された UAV 観測[3] で得られた標高データと国土地理院の提供する数値標高モデルを用いて，600m × 600m の領域で空間解像度 1m として作成された地形データを用いて解析を行う．解析パラメータや降雨の入力条件については，外里ら[4] で用いられたものを使用する．

4. 斜面安定解析結果

三次元簡易 Bishop 法と Hovland 法による斜面安定解析の結果をそれぞれ図 2a) と b）に示す．ここで，実際の崩壊箇所はそれぞれの図に赤色で示す．三次元簡易 Bishop 法による解析において，本来であれば危険箇所ではないと想定される谷部に沿って不自然に安全率が低く判定されている部分がある．この問題は，収束計算の初期値と楕円体の設定条件によって解消される可能性があるが，現段階では完全に解消できていないため，これ以降は考慮せずに考察を行う．両手法による結果を比較すると，不安定と判定されている箇所は，そのサイズに大小はあるものの，位置は概ね一致していることが確認できる．また，全体的に Hovland 法の方が安全率が低くなっており，三次元簡易 Bishop 法に比べ，危険側に判定していることが確認できる．実際の崩壊箇所との比較では，Hovland 法の方が一致する結果となった．

5. まとめ

本研究では，釜石市の広域地形を対象として，三次元簡易 Bishop 法と Hovland 法による斜面安定解析を実施した．

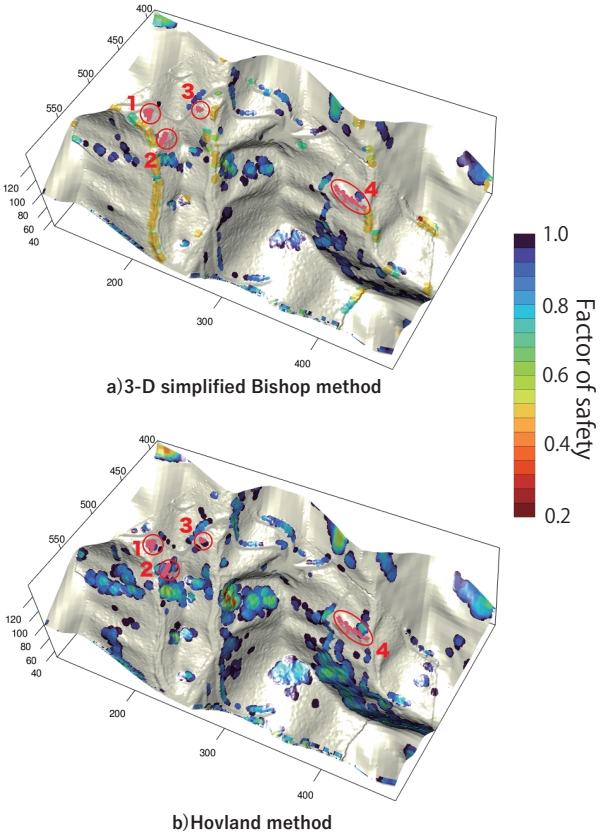


Fig. 2 Results of 3-D slope stability analysis.

両手法の結果の比較から，危険箇所として判定される箇所は類似する傾向が見られた．実際の崩壊箇所との比較では，Hovland 法では崩壊箇所を安全率が 1.0 以下の危険箇所と判定できた一方で，三次元簡易 Bishop 法では危険箇所として判定することができず，三次元簡易 Bishop 法では危険箇所を過小評価する可能性が確認された．力学的には，三次元簡易 Bishop 法の方が高度な計算となるが，地質条件が十分に考慮されていないことや，比較する実際の崩壊箇所が少なかったことから，本研究の結果のみではどちらの手法が優れているかの断定は難しく，今後更なる検討が必要である．

参考文献

1) W. Green and G. Ampt:Studies on Soil Phyics, The Journal of Agricultural Science, 4, pp.1-24, 1911.
2) 鵜飼 恵三, 細堀 建司: 簡易 Bishop 法, 簡易 Janbu 法および Spencer 法の三次元への拡張, 土木学会論文集, 394, pp.21-26, 1988.
3) Yoshiya Touge and Masashi Hasegawa and Masayoshi Minegishi and Seiki Kawagoe and So Kazama:Multitemporal UAV surveys of geomorphological changes caused by postfire heavy rain in Kamaishi city, northeast Japan, CATENA, 220, 2023.
4) Kenta Tozato and Nilo Lemuel J. Dolojan and Yoshiya Touge and Shuichi Kure and Shuji Moriguchi and Seiki Kawagoe and So Kazama and Kenjiro Terada:Limit equilibrium method-based 3D slope stability analysis for wide area considering influence of rainfall, Engineering Geology, 308, 2022.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

斜面崩壊被害の数値予測に向けた陰的 SPH による非ニュートン流体解析の効率化（シンポジウム講演概要）

Implicit SPH with non-Newtonian rheology model for effective slope failure prediction (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

岡野　翔大（九州大・工）　森川　ダニエル（海洋研究開発機構）
大﨑　春輝（九州大・工）　浅井　光輝（九州大・工）
Shodai OKANO, Kyushu University
Daniel S. MORIKAWA, JAMSTEC
Haruki OSAKI, Kyushu University
Mitsuteru ASAI, Kyushu University
E-mail: s-okano@doc.kyushu-u.ac.jp

In this study, we aimed to model fluidized ground as a fundamental study for developing a numerical analysis technique that can not only predict the scale of occurrence but also estimate the scale of damage. We model granular soil as a continuum with equivalent flow characteristics (rheology) at a macroscopic viewpoint, and employed a μ(I) rheology model suitable for granular flow. The implementation in the SPH with explicit time integration causes an instability issue because of the high viscosity in the rheology model, and a fully implicit ISPH method is utilized to overcome the drawback. This significantly relaxed the constraints on time increments. The comparison of numerical and experimental results for sand flow supports the usefulness of the μ(I) rheology model and fully implicit ISPH method for granular flow.

１．はじめに

我が国は急峻な地形が多く，各地で大規模な斜面崩壊が発生している．その発生要因は様々であり，土質の地域性も相まって予測は困難を極まる．特に，大雨や短時間強雨の発生頻度は全国的に増加しており，斜面崩壊の被害予測技術の高度化へのニーズが高まっている．そこで本研究では，発生規模の予測のみならず被害規模の想定まで可能な数値解析技術の構築を目指し，その基礎検討として崩壊後の地盤流動現象のモデル化を試みた．

本研究では，物体の大変形･分裂･結合を伴う形状変化の激しい問題を効率よく計算できる粒子法の一種である SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics) 法を採用し，地盤災害に特化した材料モデルの改良を試みた．地盤は，直径 0.001～10mm 程度の土粒子と間隙水で構成されている．土粒子を直接モデル化し地盤全体の解析を行うと，粒子数が膨大なものになり，計算コストが膨大になる．そこで，巨視的な視点から，地盤を等価な固体特性あるいは流動特性(レオロジー)を持つ連続体とみなすことで合理的な計算モデルの構築を試みた．特に本研究では，流動化後のレオロジー特性のモデル化に焦点を当て，数値解析結果と実験の比較検証を通してモデル化の妥当性確認を行った．

２．解析手法

2.1　支配方程式と材料モデル

非圧縮性流体の運動方程式は，次式で表される．

$$\frac{D\mathbf{v}}{Dt} = -\frac{1}{\rho}\nabla p + \nu\nabla^2\mathbf{v} + \mathbf{g} \tag{1}$$

ここで，$\mathbf{v}$は速度，ρは密度，pは圧力，νは動粘度，$\mathbf{g}$は外力である．非ニュートン流体はせん断速度$\dot{\gamma}$によって動粘度νが変化する流体であり，中でも粘塑性流体は粒状体の流れと類似性があることで知られている．

粘塑性流体については様々な粘性モデルが提案されているが，本研究では Jop ら [1]によって提案された$\mu(I)$モデルを用いて，粒状体流れの局所的な動粘度νを次のようにモデル化した．

$$\nu = \frac{1}{\rho\dot{\gamma}}\left\{c + \left(\mu_s + \frac{\mu_d - \mu_s}{I_0/I + 1}\right)p\right\} \tag{2}$$

ここで，cは粘着力，μ_sは静摩擦係数，μ_dは動摩擦係数，I_0は材料定数，Iは慣性数（Inertial number）である．慣性数Iは次式で定義される無次元量である．

$$I = \frac{\dot{\gamma} d_s}{\sqrt{p/\rho_s}} \tag{3}$$

ここで，d_sは材料の粒径，ρ_sは材料の密度である．

既往研究で多く用いられている Bingham モデルと異なり，$\mu(I)$モデルは静的摩擦だけでなく，動的な状態の摩擦までが表現できる．

2.2　離散化手法

SPH 法は，連続体の解析領域を有限個の粒子に離散化し，対象粒子の物理量を近傍粒子の物理量の重み付き平均として近似する手法である．非圧縮性流体の解析では，速度場を陽的に，圧力場を陰的に解く半陰解法型のソルバーである ISPH(incompressible SPH)法が多く用いられている．

しかし，非ニュートン流体を半陰解法によって計算する場合，安定して解析を行うためには，粘性が高い状態での時間増分Δtを非常に小さく設定しなければならない．そこで，本研究では完全陰解法型 ISPH 法 [2]を導入して運動方程式を解く方針とした．本手法では，粘性項と重力項によって陰的に仮速度$\mathbf{v}^*$を求める予測ステップと，圧力 Poisson 方程式を陰的に解くことにより得られた圧力により次の時間ステップの速度$\mathbf{v}^{N+1}$を求める修正ステップに分離して運動方程式を解く．その 2 つのステップの計算は次式によって与えられる．

$$\mathbf{v}^* = \mathbf{v}^N + \Delta t(\nu\nabla^2\mathbf{v}^* + \mathbf{g}) \tag{4}$$

$$\mathbf{v}^{N+1} = \mathbf{v}^* - \frac{\Delta t}{\rho}\nabla p^{N+1} \tag{5}$$

以上の完全陰解法型 ISPH 法により，高粘性状態の非ニュートン流体でも無条件で安定した解析を行うことができる．

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

３．実験との比較検証

3.1 実験概要

粒状体流れに対して本手法の有用性を検討するために，森口ら [3]の実験の数値解析を行い，結果を比較した．この実験では，Fig.1 に示すように水平面から傾斜角θだけ傾いた水槽の上部から乾燥砂を自由落下させ，その際の衝撃力を記録している．

数値解析での時間増分Δt は 0.001s，初期粒子間隔 d（粒径）は 5mm に設定した．実験で用いられた砂の平均粒径 D_{50} は 0.273mm であるので，土粒子一つ一つの接触や回転を計算する DEM と比較して，粒子数を約 6000 分の 1 に抑え，計算コストの低減を図ることができた．

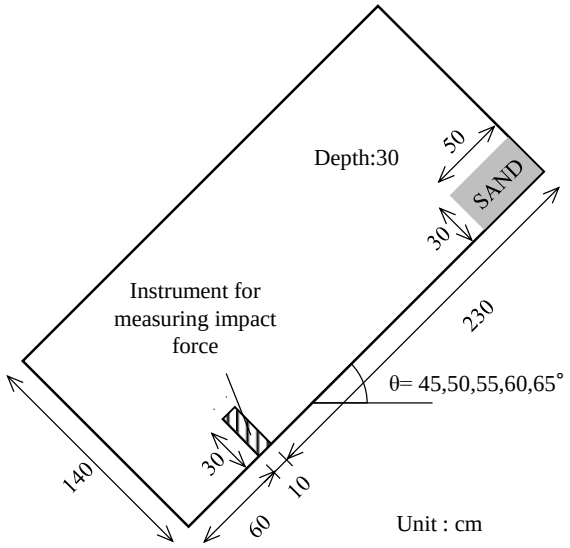


Fig.1 Schematic illustration of slope model

3.2 形状の比較

Fig.2(a)は実験での砂の形状，Fig.2(b)は$\mu(I)$モデルを用いて連続体として計算した砂の形状である．数値解析で得られた流動状態の形状は，実験時の写真と整合した結果であった．

(a) Experiment　　(b) Simulated

Fig.2 Shape of sand (Time = 1.6s)

3.3 衝撃力の比較

次に，Fig.3 から，衝撃力の推移についても，$\mu(I)$モデルは実験値に近い値が得られた．既往研究で多く用いられている Bingham モデルと比較しても，より高い精度でピーク衝撃力を再現できた．そして，Fig.4 から，他の傾斜角のケースでも，Bingham モデルはピーク衝撃力の誤差が 20～40%であったのに対し，$\mu(I)$モデルは全て 10%以内に抑えることができ，その有用性を確認した．

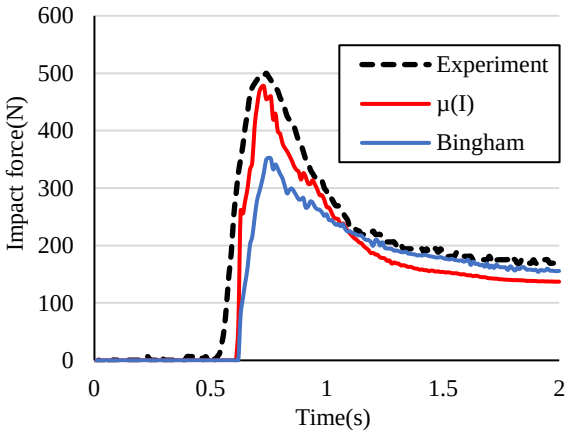


Fig.3 Simulated time histories of impact force (θ = 65°)

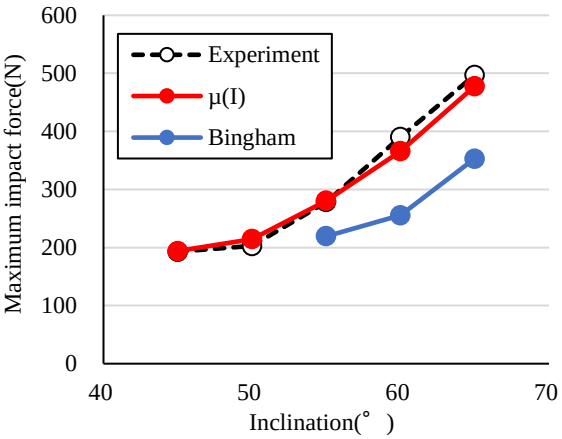


Fig.4 Comparison of experimental and simulated maximum impact force

４．結論

本研究では，斜面崩壊の被害予測のための数値解析手法の構築を目的として，流動化した地盤に着目した基礎検討を行った．$\mu(I)$モデルを用いることで不連続体である地盤を非ニュートン流体としてモデル化し，また，完全陰解法型 ISPH 法を導入することで安定した解析ができるように改良した．これにより，非ニュートン流体としてモデル化する際の課題であった時間増分の条件を大幅に緩和させることができた．さらに，砂の流動の数値解析と実験の比較から，地盤を非ニュートン流体としてモデル化する際の$\mu(I)$モデルの有用性を確認した．

今後は，地盤が静止状態から流動へと遷移する過程の解析も組み込むことで，安定した地盤状態から斜面崩壊発生後までを統一的に解くことができる数値解析手法の確立を目指す．

参考文献

1) P. Jop, Y. Forterre, and O. Pouliquen. A constitutive law for dense granular flows. *Nature*, Vol. 441, No. 7094, pp. 727-730, 2006.
2) D. Morikawa, M. Asai, N. Idris, Y. Imoto, and M. Isshiki. Improvements in highly viscous fluid simulation using a fully implicit SPH method. *Computational Particle Mechanics*, Vol. 6, No. 4, pp. 529-544, 2019.
3) S. Moriguchi, R. I. Borja, A. Yashima, and K. Sawada. Estimating the impact force generated by granular flow on a rigid obstruction. *Acta Geotechnica*, Vol. 4, No. 1, pp. 57-71, 2009.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

ハイブリッド有限要素法を用いた上水道管接合部でのガイド波の反射・透過解析（シンポジウム講演概要）

Reflection and transmission analysis of guided waves at a water pipe joint using a hybrid finite element method (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

松尾 太聖（愛媛大・理工）　丸山 泰蔵（愛媛大・理工）　中畑 和之（愛媛大・理工）

Taisei MATSUO, Ehime University
Taizo MARUYAMA, Ehime University
Kazuyuki NAKAHATA, Ehime University
E-mail: maruyama@cee.ehime-u.ac.jp

To investigate scattering attenuation of guided waves at a water pipe joint, reflection and transmission problems are solved using a hybrid finite element method (FEM). A part of water pipe region containing the joint is treated by the FEM with artificial boundary conditions. The boundary conditions are formulated by the information of guided waves in the water pipe, which is determined by a semi-analytical finite element method. In this study, the water pipe joint is modeled as a discontinuity of the solid pipe. From numerical results, the guided waves exhibit low attenuation when their mode structures are similar to the ones in a water bar with rigid boundary conditions. In contrast, the guided wave modes similar to the ones in a hollow pipe are strongly reflected by the joint.

1. はじめに

現在の日本では上水道の普及率は 98%程度と高いが，水道事業に携わる人の減少や更新コストが大きいことから，法定耐用年数を超過した水道管が多く用いられているのが現状である [1)]．適切な更新時期の見直しや急を要する箇所の更新等を行う必要はあるものの，現状の漏水検知能力には限界があるため，更新箇所の選定は容易でない．現在用いられている漏水検知手法は，水圧の計測による方法と漏水音の検知による方法に大別され，現状では後者の方が感度が優れていると思われる．本研究では漏水音の検知技術向上を目的とした基礎的な検討を行う．上水道管のような長大構造では音波はガイド波として伝搬していると予想されるため，ガイド波の伝搬特性に応じた計測方法を設計できれば，漏水検知能力の向上が期待できる．漏水音の計測はマンホール位置で行えることが望ましいが，マンホール設置間隔は数百 m から数 km と比較的長距離である．そのため，上水道管の数 m 毎に存在する接合部による音波散乱の影響を考慮することが重要である．

そこで本研究では，漏水位置から遠方での計測が期待できるガイド波の伝搬モードを調べることを目的として，満水状態の水道管を伝搬するガイド波の接合部での反射・透過問題を扱う．特定の伝搬モードのガイド波が水道管接合部に入射したときの反射・透過エネルギーを計算することによって，いくつかの伝搬モードの接合部での散乱減衰を調べる．近年，水道管接合部は耐震構造として Fig. 1 のような管体同士が接合しない構造を採用する場合が多い．そのため，接合部は固体の不連続部としてモデル化する．

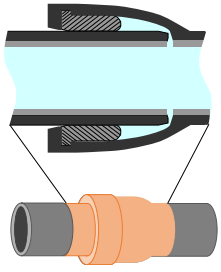


Fig. 1 Joint structure of water pipe.

2. 反射・透過解析の概要

Fig. 2 のような接合部を含む流体で満たされた円管モデルを考える．局所領域 D_I は左右の境界 S_L，S_R において半無限の流体で満たされた円管に接続されている．左側から入射ガイド波が D_I 中に伝搬し，D_I 内の接合部で散乱波が発生する．散乱波が S_L から反射波，入射波と散乱波の和が S_R から透過波として左右の円管導波路に伝搬する．左右の円管では，反射波，透過波として伝搬するガイド波が放射条件を満足するものとする．また，接合部は軸対称構造であると仮定し，円筒座標系 (r, θ, z) を用いて r-z 平面上の物理量のみを扱う．

局所領域 D_I に対して一般的な FEM (Finite Element Method) の定式化を行えば以下の表現が得られる．

$$\begin{Bmatrix} \mathbf{V}_L^* \\ \mathbf{V}_I^* \\ \mathbf{V}_R^* \end{Bmatrix}^{\mathrm{T}} \begin{bmatrix} \mathbf{D}_{LL} & \mathbf{D}_{LI} & \mathbf{D}_{LR} \\ \mathbf{D}_{IL} & \mathbf{D}_{II} & \mathbf{D}_{IR} \\ \mathbf{D}_{RL} & \mathbf{D}_{RI} & \mathbf{D}_{RR} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{V}_L \\ \mathbf{V}_I \\ \mathbf{V}_R \end{Bmatrix} - \begin{Bmatrix} \mathbf{V}_L^* \\ \mathbf{V}_I^* \\ \mathbf{V}_R^* \end{Bmatrix}^{\mathrm{T}} \begin{Bmatrix} \mathbf{W}_L \\ \mathbf{0} \\ \mathbf{W}_R \end{Bmatrix} = 0 \quad (1)$$

$$\mathbf{V}_i = \begin{Bmatrix} \mathbf{P}_i \\ \mathbf{U}_i \end{Bmatrix} \quad \mathbf{W}_i = \begin{Bmatrix} \mathbf{Q}_i \\ \mathbf{T}_i \end{Bmatrix} \quad (i = L, I, R)$$

ここに，$\mathbf{D}_{ij} = \mathbf{K}_{ij} - \omega^2 \mathbf{M}_{ij}$ $(i, j = L, I, R)$，$\mathbf{K}_{ij}$ は剛性マト

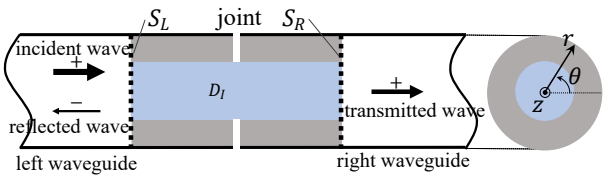


Fig. 2 Reflection and transmission of guided waves at water pipe joints.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

リクス，$\mathbf{M}_{ij}$ は質量マトリクス，ω は角周波数，下付き添え字 $(i, j = L, I, R)$ はそれぞれ左境界，局所領域，右境界を表す．また，$\mathbf{P}_i$，$\mathbf{Q}_i$，$\mathbf{U}_i$，$\mathbf{T}_i$ はそれぞれ音圧，音圧の法線方向勾配，変位，表面力であり，$(\,)^*$ は仮想変位項であることを意味している．本研究では，SAFE (Semi-Analytical Finite Element) 解析によって求めたガイド波の各モードの表現で左右境界上の物理量 $(\mathbf{V}_R, \mathbf{V}_L, \mathbf{W}_R, \mathbf{W}_L)$ を記述し，局所領域については FEM で解析するハイブリッド FEM[2] を用いる．軸対象構造を扱うため，SAFE では 1 次元問題，ハイブリッド FEM では 2 次元問題に帰着して解析を行う．なお，本稿では定式化の詳細は省略する．

3. 解析結果

本稿では，基本的な現象の説明のため，Fig. 3 のような接合部を有する満水状態の鋼管モデルを考える．解析領域は鋼と水で構成されており，鋼管の内半径 50mm，外半径 50mm，z 方向に 50mm の長さとした．z 方向の中心位置に固体部を切り離すように接合部が存在している．流体-固体の連成の影響を調べるために，それぞれの領域を除去した場合と本モデルにおける群速度分散曲線を Fig. 4 に示す．ここで，Water bar は剛体壁に囲まれた水の棒，Hollow pipe は表面力フリーの境界に囲まれた鋼管である．また，Fluid filled pipe は流体で満たされた管である．Hollow pipe の結果には Longitudinal モードに L(n, m)，Torsional モードに T(n, m) のラベルを付けている [3]．Water bar の分散曲線には Quasi-Scholte モードの意味で QS(n, m) のラベルを付けている．Fluid filled pipe の分散曲線には伝搬モードとして存在できる周波数の小さい順に 1 から番号を与えている．Fig. 4 より，Fluid filled pipe のモードには，L モードと QS モードを遷移し合うモード，T モードと一致するモードが存在することがわかる．

Fig. 5(a)，(b)，(c) にそれぞれモード 1，モード 2，モード 3 を入射した場合の，同モードの反射･透過エネルギーを示す．いずれの場合も入射エネルギーを 1 として正規化している．Fig. 5(a) より，モード 1 はほとんど周波数帯で高い透過率を示している．これは，モード 1 の分散曲線が QS モード付近に分布しており，流体中にエネルギーが集中して伝搬しているためだと考えられる．一方，Fig. 5(b) より，モード 2 を入射した場合の透過エネルギーは低周波数領域では小さく，約 20kHz を境に上昇している．Fig. 4 のモード 2 の分散曲線から 20kHz 付近で L モードから QS モードに遷移している様子が確認できる．Fig. 5(c) より，いずれの周波数においても透過率

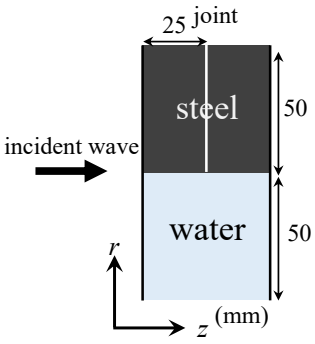


Fig. 3 Analysis model of steel pipe with a joint.

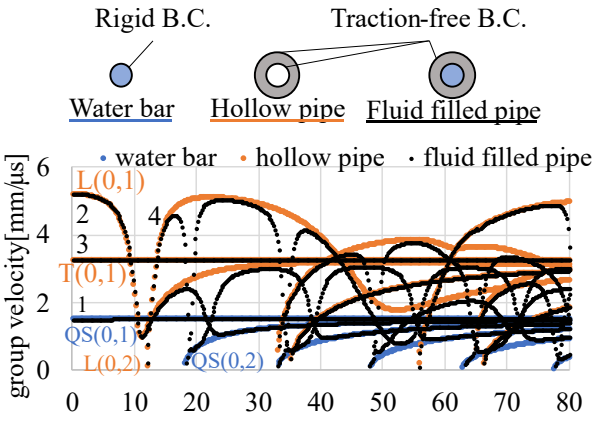


Fig. 4 Group velocity dispersion curves.

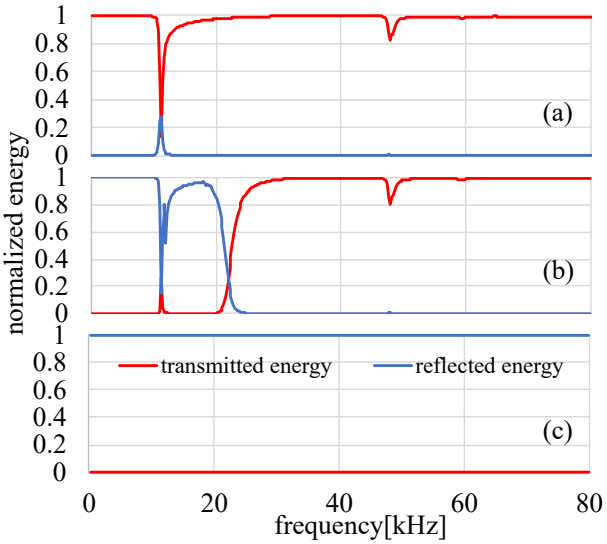


Fig. 5 Reflection and transmission energies for (a) mode 1 incidence, (b) mode 2 incidence, and (c) mode 3 incidence.

が 0.0，反射率が 1.0 を示している．これはモード 3 が T モードであり，固体部の θ 方向変位のみしか存在しないためである．本接合部モデルは固体部が切り離された構造となっているため，流体の影響を受けない T モードではすべてのエネルギーが反射している．

4. おわりに

本稿では，基本的な現象の説明のため，Fig.3 のモデルで反射・透過エネルギーを求めた．当日は，より現実的な問題での解析結果を報告する予定である．

参考文献

1) 厚生労働省 医薬・生活衛生局 水道課: 水道行政の最近の動向等について, 2021.
2) F. Benmeddour, F. Treyssède, and L. Laguerre: Numerical modeling of guided wave interaction with non-axisymmetric cracks in elastic cylinders, International Journal of Solids and Structures, 48, pp.764-774, 2011.
3) 林高弘: 超音波による非破壊材料評価の基礎, 大阪大学出版会, 2021.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

座屈強度向上を目的とした 応力制約付き非線形トポロジー最適化（シンポジウム講演概要）

Topology Optimization for Maximization of Nonlinear Buckling Load Factor with Stress and Stiffness Constraints (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

井本　桂輔（名古屋大・工）　千場　大也（名古屋大・工）　西口　浩司（名古屋大・工）
魚住　久雄（本田技術研究所）　加藤　準治（名古屋大・工）
Keisuke IMOTO, Nagoya University
Hiroya HOSHIBA, Nagoya University
Koji NISHIGUCHI, Nagoya University
Hisao UOZUMI, Honda R&D
Junji KATO, Nagoya University
E-mail: imoto.keisuke.c4@s.mail.nagoya-u.ac.jp

Previous study has proposed an optimization method to improve structual strength by computing a problem to maximize a nonlinear buckling load factor with stiffness constraint. However, when relatively hard materials such as metals are used, the optimal structure with a certain buckling strength is subject to strength reduction due to local elasto-plastic deformation prior to buckling, therefore the theme is how to account for material nonlinearity as well as nonlinear buckling. In this study, a topology optimization method was developed to simultaneously control the maximum values of stiffness, buckling load, and stress by adding stress constraint that take geometric nonlinearity into account to the optimization problem of previous study, with the aim of avoiding material yielding.

1. はじめに

水鳥ら[1]の先行研究により，剛性制約付き座屈荷重最大化問題を解くことで，非線形座屈を考慮して構造強度を向上する最適化法が提案されている．しかし，金属のような比較的硬い材料を用いる場合，一定の座屈強度を持つ最適構造は座屈より先に局所的な弾塑性変形によって強度低下を起こすため，非線形座屈だけでなくいかに材料非線形性を考慮するのかが課題となっている．そこで本研究では，材料降伏の回避を目的として，先行研究の最適化問題に幾何学的非線形性を考慮した応力制約を加え，剛性，座屈荷重，応力の最大値を同時に制御するトポロジー最適化法を構築した．

2. 非線形座屈解析

まず，現在の変形状態から予測される座屈点での荷重係数である座屈荷重係数 $\gamma_j^{c,n}$ を，λ_j^n と荷重係数 γ^n を用いて次のように表す．$(\ )^n$ は n 番目の荷重ステップにおける値を表す．

$$\gamma_j^{c,n} = \lambda_j^n \gamma^n \tag{1}$$

座屈点において接線剛性行列 $\boldsymbol{K}_\mathrm{T}$ は非正則になるため，座屈点における接線剛性行列について次の関係が成り立つ．

$$\boldsymbol{K}_\mathrm{T}(\boldsymbol{u}^{c,n}, \gamma_j^{c,n})\boldsymbol{\phi}_j^n = 0 \tag{2}$$

非線形座屈解析において，接線剛性行列は線形剛性行列 $\boldsymbol{K}_\mathrm{L}$ と，変位に依存する変位剛性 $\boldsymbol{K}_\mathrm{D}$ および幾何剛性 $\boldsymbol{K}_\mathrm{G}$ の３つの項に分離できる．したがって非線形座屈解析における解くべき関係式として，以下の固有値問題を得る．

$$\left(\boldsymbol{K}_\mathrm{L} + \boldsymbol{K}_\mathrm{D}^n + \lambda_j^n \boldsymbol{K}_\mathrm{G}^n\right)\boldsymbol{\phi}_j^n = 0 \tag{3}$$

3. 剛性制約について

本研究では最適化の際の制約条件として，得られる構造の剛性の最大値に制約をかける剛性制約条件を適用する．

作用する外力ベクトル $\boldsymbol{f}_\mathrm{ext}$ と最終荷重ステップ時での力の釣り合い点における節点変位ベクトル $\boldsymbol{u}^\mathrm{end}$ の内積，つまりエンドコンプライアンスに対して制約をかけることとする．変位制御法を前提に，エンドコンプライアンスの制約条件式を次式で定義する．

$$g_\mathrm{b} = \boldsymbol{f}_\mathrm{ext}^\mathrm{T}\boldsymbol{u}^\mathrm{end} \geq \underline{c} \tag{4}$$

なお，剛性制約値 $\underline{c}$ は許容するコンプライアンスの最小値であり，当該の解析条件にて剛性最大化を行った際に得られる最適化結果のコンプライアンスを基準とし，剛性緩和率 α を導入することで以下のように定める．

$$\underline{c} = (\text{剛性最大化結果のコンプライアンス}) \times \alpha \tag{5}$$

4. 応力制約について

本研究では第２ピオラ・キルヒホッフ応力 $\boldsymbol{S}$ に基づき応力制約を設定する．

第２ピオラ・キルヒホッフ応力テンソル $\boldsymbol{S}$ のベクトル形式およびフォン・ミーゼス相当応力（以降，ミーゼス応力と呼称する）を以下のように定義する．

$$\boldsymbol{S} = (S_{11}\ \ S_{22}\ \ S_{12})^\mathrm{T} \tag{6}$$

$$S_\mathrm{vM} = \sqrt{\boldsymbol{S}^\mathrm{T}\mathrm{V}\boldsymbol{S}} \tag{7}$$

ここで，V は偏差成分を取り出すための射影テンソルである．

トポロジー最適化において，応力ベースの問題は特異点問題が生じる．この問題を回避するために Bruggi[2] が提案した，qp 法を用いる．要素応力の緩和は以下のようにして行う．

$$S_e = \bar{\rho}^q S_{\mathrm{vM},e} \tag{8}$$

ここで，S_e は緩和応力，$\bar{\rho}$ は要素の物理密度，q は緩和パ

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

ラメータ，e は有限要素の番号，$S_{\mathrm{vM},e}$ は式（7）で示した要素のミーゼス応力である．

また，p-ノルムの考え方を用いて，ミーゼス応力をまとめて最大値を取り出す．

$$S_{\mathrm{pn}} = \left(\sum_e S_e^p \right)^{\frac{1}{p}} \tag{9}$$

ここで，p は p-ノルムのパタメータである．

本研究では，剛性制約にエンドコンプライアンスを用いることと同様に，応力制約は最終荷重ステップ時でのミーゼス応力の p-ノルム関数である $S_{\mathrm{pn}}^{\mathrm{end}}$ に制約をかけるものとする．したがって，応力制約条件式は次の通りである．

$$g_{\mathrm{s}} = \max_{e=1,2,\ldots,n} (S_e^{\mathrm{end}}) \approx S_{\mathrm{pn}}^{\mathrm{end}} \leq \bar{S}_{\mathrm{vM}} \tag{10}$$

ここで，$\bar{S}_{\mathrm{vM}}$ はミーゼス応力の上限値，n は有限要素の個数である．

5. 剛性制約および応力制約付き非線形座屈荷重最大化問題

本研究では，座屈点での座屈荷重を目的関数とするのではなく，最終荷重ステップ時での釣り合い点における座屈荷重係数 λ_j^{end} を目的関数とした最適化を行う．これは最終ステップでの最小次の座屈荷重係数を向上させることで座屈経路を全体的に持ち上げ，平均的な座屈経路の改善を目的とするものである．

この最適化における目的関数と制約条件を以下に示す．

$$\text{minimize：} \quad f = -\min |\lambda_j^{\mathrm{end}}| \qquad (j = 1, 2, \cdots, m) \tag{11}$$

$$\text{subject to：} \quad h = V \leq V_0 \tag{12}$$

$$g_{\mathrm{b}} = \boldsymbol{f}_{\mathrm{ext}}^{\mathrm{T}} \boldsymbol{u}^{\mathrm{end}} \geq \underline{c} \tag{13}$$

$$g_{\mathrm{s}} = S_{\mathrm{pn}}^{\mathrm{end}} \leq \bar{S}_{\mathrm{vM}} \tag{14}$$

$$\boldsymbol{R} = \boldsymbol{f}_{\mathrm{ext}} - \boldsymbol{f}_{\mathrm{int}} = \boldsymbol{0} \tag{15}$$

制約条件 h は材料体積制約を表し，式（15）は任意の荷重に対して決まる釣り合い方程式を表し，$\boldsymbol{R}$ は残差力ベクトル，$\boldsymbol{f}_{\mathrm{ext}}$ は外力ベクトル，$\boldsymbol{f}_{\mathrm{int}}$ は内力ベクトルである．

6. 最適化計算例

最適化計算例に用いる解析モデルには 4 節点四角形要素を用い，平面応力状態を仮定した．設計領域および境界条件は Fig.1 に示すような L 型ブラケットとし，要素数は 6400 要素とした．材料物性はヤング率 75.3GPa，ポアソン比を 0.3 とし，設計変数には初期条件として $s = 0.3$ を与えた．荷重条件の制御方法は変位制御法とした．

Fig.1 は (a) 剛性最大化によって得られた最適化結果の平均コンプライアンス値をもとに剛性緩和率 $\alpha = 90\%$ として剛性制約 $\underline{c} = 3918.5$ を課して非線形座屈荷重最大化を行った結果，Fig.2 は (b) 剛性制約付き非線形座屈荷重最大化で得られた最適化結果のミーゼス応力の最大値の 90% である 1100MPa で応力制約を課した剛性・応力制約つき非線形座屈荷重最大化を行った結果である．また，各最適化結果のエンドコンプライアンス値，座屈荷重，ミーゼス応力の最大値を Table 1 に示す．

7. 結論

- 先行研究の剛性制約付き座屈荷重最大化問題を基本に，材料降伏の回避を目的として応力制約を加え，剛性，座屈荷重，応力の最大値を同時に制御するようなトポロジー最適化手法を構築した．座屈解析については，線形座屈解析では実現象との間に乖離が生じる可能性を考慮し，非線形座屈解析に基づき定式化した．
- 目的関数および剛性・応力制約関数のそれぞれについて随伴変数法を用いて解析的感度を導出し，応力制約関数の感度について精度検証を行った．

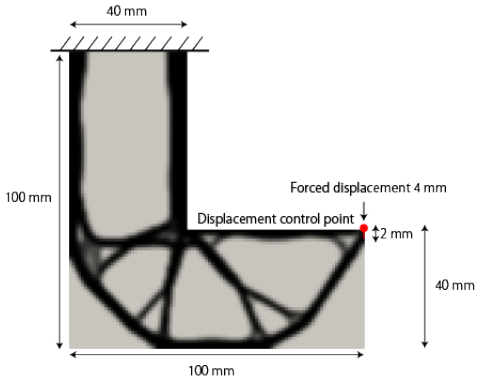


Fig. 1 (a) Maximization of nonlinear buckling load factor（Stiffness constraint 90%）

Fig. 2 (b) Maximization of nonlinear buckling load factor（Stiffness constraint 90% + Stress constraint90%）

Table 1 Objective and constraint function values for each optimization result

	(a)	(b)
End compliance [N · mm]	3918.96	2666.91
Buckling load factor	0.248	0.999
Maximum mises stress [MPa]	1220.74	787.72

参考文献

1) 水鳥智幸 : 座屈強度向上を目的としたトポロジー最適化手法の開発, 名古屋大学大学院工学研究科修士論文（未公刊）, 2022.
2) Bruggi, M. : On an alternative approach to stress constraints relaxation in topology optimization, Struct. Multidisc. Optim., Vol. 36, pp125-141, 2008.
3) Leon, D.M.De., Gonçalves, F.J., Soouza, C.E.de. : Stress-based topology optimization of compliant mechanisms design using geometrical and material nonlinearities, Struct. Multidisc. Optim., Vol. 62, pp231-248, 2020.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

Reference map 法を用いた陰的オイラー型流体-構造連成解析（シンポジウム講演概要）

Implicit Eulerian fluid-structure interaction method using Reference map technique (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

近藤　景斗（名古屋大・工）　西口　浩司（名古屋大・工）　干場　大也（名古屋大・工）
加藤　準治（名古屋大・工）
Keito Kondo, Nagoya University
Koji Nishiguchi, Nagoya University
Hiroya Hoshiba, Nagoya University
Junji Kato, Nagoya University
E-mail: kondo.keito.n9@s.mail.nagoy-u.ac.jp

In this study, we propose an Eulerian fluid-structure interaction method based on the implicit time integration method and the reference map technique. Based on the coupled problem of solid and cavity fluid, we evaluate the validity and effectiveness of our proposed method.

1. はじめに

オイラー型構造-流体連成解法 [1] は，空間固定直交メッシュを用いる数値解法であり，構造の大変形解析，構造-流体の強連成解析，大規模並列計算に適している．ただし，ヤング率の高い構造と流体を連成した問題は既往のオイラー型解法では数値安定性に課題があった．この課題の原因には，1. 速度勾配の不連続による数値不安定，2. 固体応力波のクーラン条件による時間増分制約，以上の 2 つが挙げられる．そこで本研究では，1. を解消できる Reference map 法 [3] を用いた上で，2. を解消するために半陰解法を導入した数値解法を提案する．本研究では，固体-流体界面の速度勾配が不連続であるキャビティ流れ問題を解析し，その妥当性と有効性を検証した．

2. 基礎方程式

本研究では，非圧縮性の仮定の下で固体と流体の基礎方程式を体積平均化した方程式 (1)(2) を用いる [2].

$$\nabla \cdot \boldsymbol{v}_{\mathrm{mix}} = 0 \tag{1}$$

$$\rho_{\mathrm{mix}} \left\{ \frac{\partial \boldsymbol{v}_{\mathrm{mix}}}{\partial t} + (\boldsymbol{v}_{\mathrm{mix}} \cdot \nabla)\, \boldsymbol{v}_{\mathrm{mix}} \right\} = \nabla \cdot \boldsymbol{\sigma}_{\mathrm{mix}} + \rho_{\mathrm{mix}} \boldsymbol{b} \tag{2}$$

式 (1)(2) の各物理量はそれぞれ式 (3)(4)(5) の通りに定義される．

$$\boldsymbol{v}_{\mathrm{mix}} = \sum_{i=1}^{n} \phi_i \bar{\boldsymbol{v}}_i \tag{3}$$

$$\rho_{\mathrm{mix}} = \sum_{i=1}^{n} \phi_i \rho_i \tag{4}$$

$$\boldsymbol{\sigma}_{\mathrm{mix}} = \sum_{i=1}^{n} \phi_i \bar{\boldsymbol{\sigma}}_i \tag{5}$$

式 (3)(4)(5) において，ϕ_i は検査体積中の物質 i の体積率であり，本研究においては，ϕ_i は 1 つの計算セルにおける物質 i の体積率に相当する．式 (1)(2) では各物質の速度 $\boldsymbol{v}_i$ ではなく体積平均化された単一の速度場 $\boldsymbol{v}_{\mathrm{mix}}$ を求める．さらに，式 (4)(5) の計算では物質毎に体積率 ϕ_i，質量密度 ρ_i，構成方程式を与える．

以上の空間平均化された運動方程式は，構成方程式に粘性応力を付加した非圧縮性 neo-Hooke 体，および Newton 流体を仮定することで，構造-流体連成問題を扱う定式化となっている．本研究で用いた固体の構成方程式，流体の構成方程式はそれぞれ式 (6)(7) に表す．

$$\boldsymbol{\sigma} = G(\boldsymbol{B} - \boldsymbol{I}) + 2\mu \boldsymbol{D} - p\boldsymbol{I} \tag{6}$$

$$\boldsymbol{\sigma} = 2\mu \boldsymbol{D} - p\boldsymbol{I} \tag{7}$$

また，Reference map は初期配置における固体領域の位置ベクトルを指し，現在配置との相対位置により変形勾配テンソル $\boldsymbol{F}$ を求め，左コーシーグリーン変形テンソル $\boldsymbol{B}$ に変換した後に固体の構成方程式 (6) に代入する．

3. 数値解析手法

本研究では，上述の空間平均化された運動方程式をフラクショナルステップ法を用いて速度場と圧力場に分離し，セル中心有限体積法により空間離散化を行う．移流項の空間離散化は 2 次アダムス・バッシュフォース法，圧力ポアソン方程式の求解には Red-Black SOR 法を用いる．中間速度の算出にあたる運動方程式の時間積分は，応力項は固体応力波のクーラン条件による時間増分制約が生じるため陰解法の 2 次クランク・ニコルソン法，移流項はそれが生じないため陽解法の 2 次アダムス・バッシュフォース法を用いる．なお，2 次クランク・ニコルソン法を用いる際に 2 種の未知変数（中間速度 $\boldsymbol{v}^*_{\mathrm{mix}}$, 中間応力 $\boldsymbol{\sigma}^*_{\mathrm{mix}}$）が生じ方程式系が閉じないが，式 (8) の線形化を仮定することで求解可能としている．

$$\boldsymbol{\sigma}_{\mathrm{s}}^{'*} = \boldsymbol{\sigma}_{\mathrm{s}}^{n} + \frac{\partial \boldsymbol{\sigma}_s}{\partial \boldsymbol{B}} : \nabla \boldsymbol{B}^n = \boldsymbol{\sigma}_{\mathrm{s}}^{n} + \frac{\partial \boldsymbol{\sigma}_{\mathrm{s}}}{\partial \boldsymbol{B}} : \left(\boldsymbol{B}^* - \boldsymbol{B}^n \right) \tag{8}$$

また，本研究の数値解析はすべて名古屋大学のスーパーコンピュータ「不老」を使用し，OpenMP と MPI によるハイブリッド並列計算により実施した．

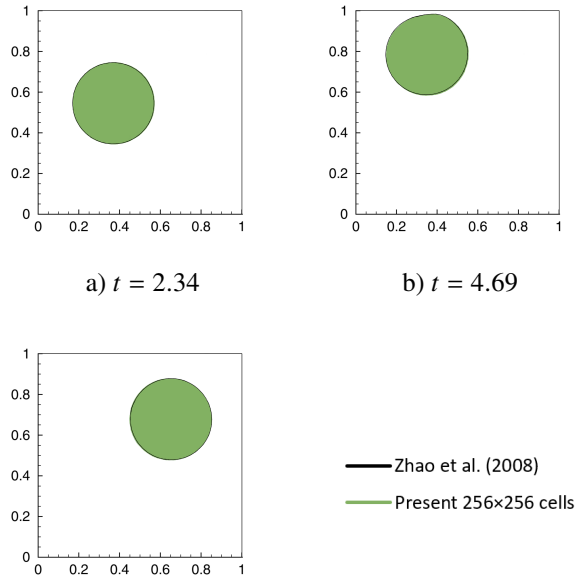
4. 数値解析例（妥当性検証）

数値解析例として，固体-流体界面の速度勾配が不連続であるキャビティ流れ問題 [3] を計算した．解析領域は 256×256 に分割したオイラーメッシュを利用し，1 メッシュあたり 16×16 にセルを分割する．総セル数は 65536 個である．上面に周期境界条件，その他の面に滑り境界条件を設定し，無次元時間 $t = 7.03$ まで計算を行った．総粒子数は 59776 個である．固体において質量密度は $\rho_s = 1.0$,

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

せん断弾性係数は $G = 10$，粘性係数は $\mu_s = 1.0 \times 10^{-2}$，流体において質量密度は $\rho_f = 1.0$, 粘性係数は $\mu_f = 1.0 \times 10^{-2}$ である．時間ステップ数は $\Delta t = 1.0 \times 10^{-3}$ である．

固体変形を Zhao ら（2008）の参照解 [3] と比較した図を Fig.1 に示す．Zhao らの参照解は黒線，提案手法の数値解は緑で表す．



a) $t = 2.34$　　b) $t = 4.69$

c) $t = 7.03$

Fig. 1　comparison of solid deformation

Fig.1 より，提案手法の固体変形は 256×256 のメッシュにおいて参照解と同等の精度を得ることが確認できる．

5.　数値解析例（有効性検証）

次に，提案手法の有効性を検証した．それにあたり，せん断弾性係数を $G = 10, 20, 30$ に分け，粘性係数を $\mu = 1.0 \times 10^{-3}$ に変更し，クーラン数 S_e を 0.1〜0.8 の 0.1 刻みで変更し，固体応力項の時間積分法を半陰解法のクランク・ニコルソン法と陽解法のアダムス・バッシュフォース法の 2 通りで比較した．なお，クーラン数 S_e は式 (9) に示す．Δt は時間ステップ数，Δx はセル長さ，G はせん断弾性係数，ρ_s は固体密度である．

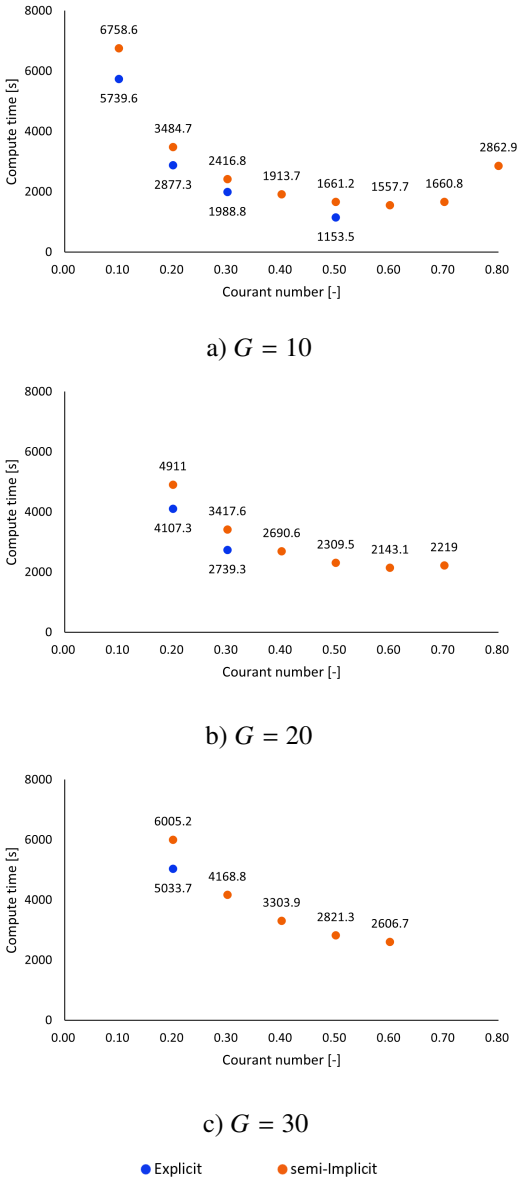
$$S_e = \frac{\Delta t}{\Delta x}\sqrt{\frac{G}{\rho_s}} \tag{9}$$

各手法における実行時間の比較グラフを Fig.2 に示し，1. 半陰解法，2. 陽解法，以上 2 手法を比較した．

Fig.2 より，$G = 20, 30$ において提案手法は優位であり，$G = 20$ では約 22 %の短縮，$G = 30$ では約 48 %の短縮効果が得られた．

6.　結言

本研究では，Reference map 法を用いた陰的オイラー型固体-流体連成解析を行い，固体-流体界面の速度勾配が不連続な問題である，キャビティ流れ問題を用いてその妥当性と有効性を検証した．本例題において，Reference map 法・陽解法と比較すると，実行時間の観点で提案手法が優位であることが判明した．



a) $G = 10$

b) $G = 20$

c) $G = 30$

Fig. 2　comparison of computation time

参考文献

1) Nishiguchi, K., Bale, R., Okazawa, S., and Tsubokura, M. Full Eulerian deformable solid – fluid interaction scheme based on building – cube method for large – scale parallel computing. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 117(2), 221-248, 2019.
2) Shimada, T., Nishiguchi, K., Bale, R., Okazawa, S., and Tsubokura, M. Eulerian finite volume formulation using Lagrangian marker particles for incompressible fluid–structure interaction problems. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 123(5), 1294-1328, 2022.
3) K. Kamrin, Chris, H. Rycroft., Jean-Christophe, and Nave: Reference map technique for finite-strain elasticity and fluid-solid interaction, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol.60, No.11, pp.1952-1969, 2012
4) H. Zhao, JB. Freund, and RD. Moser: A fixed-mesh method for incompressible flow-structure systems with finite solid deformations, Journal of Computational Physics, Vol.227, No.6, pp.3114-3140, 2008.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

Regular Session | General Session (3.Mechanics of materials and complex phenomena)

第３部門③

座長:廣畑 幹人(大阪大学)

Sat. May 27, 2023 10:10 AM - 11:40 AM C (6号館 4階 6426室)

[13007-12-01] Applicability of X-ray CT for Measuring Shear Deformation near Corroded Steel Bar in Mortar (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Koushiro Maekawa[3], Shintaro Kikuchi[1], Takayuki Fumoto[1], Yuta Yamada[2] （1. Kindai University, 2. Nihon University, 3. Takadakiko Co., Ltd.）

10:10 AM - 10:25 AM

[13007-12-02] Quantitative Evaluation of Degradation for Corroded Steel Sheet Pile by HSV Image Characteristics(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*norihiro otaka[1], Taiki Hagiwara[2], Tetsuya Suzuki[2], Takeo Harada[1], Yuji Fujimoto[1] （1. NIPPON STEEL METAL PRODUCTS.,LTD., 2. Niigata University）

10:25 AM - 10:40 AM

[13007-12-03] Elasto-plastic Fatigue Crack Propagation Analysis Considering Crack Surface Corrosion Effect (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*HOMARE SHIBATA[1], KEISUKE SATOH[2], RICCARDO FINCATO[3], SEIICHIRO TSUTSUMI[3] （1. Sumitomo Heavy Industries, Ltd.・Osaka University, 2. Sumitomo Heavy Industries, Ltd., 3. Osaka University）

10:40 AM - 10:55 AM

[13007-12-04] Automatic assessment system of geometrical quality and fatigue performance of weld joint (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

Seiichiro Tsutsumi[1], *Taiki Ogawa[1] （1. Osaka University）

10:55 AM - 11:10 AM

[13007-12-05] Perturbation Buckling Simulations for Elastic Sheet with Contacts (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Kazumi Matsui[1], Hiroaki Sugiyama[1], Takahiro Yamada[1] （1. Yokohama National University）

11:10 AM - 11:25 AM

[13007-12-06] Non-Destructive and Non-Contact Identification of Deformation in Pipeline using 3D Image Analysis with Un-Steady Flow Conditions (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Tetsuya Suzuki Suzuki[1], Taiki Hagiwara[2], Tomohiro Kitanohara[3], Jun Honma[3] （1. Niigata University, Faculty of Agriculture, 2. Niigata University, Graduate School of Science and Technology, 3. Obayashi Road Corporation）

11:25 AM - 11:40 AM

©Applied Mechanics Committee, JSCE

モルタル内部で腐食した鉄筋近傍のせん断変形計測に関するX線CTの適用性（シンポジウム講演概要）

Applicability of X-ray CT for Measuring Shear Deformation near Corroded Steel Bar in Mortar (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

前川 洸士朗（高田機工） 菊池 慎太郎（近畿大・理工） 麓 隆行（近畿大・理工） 山田 雄太（日本大・理工）
Koushiro Maekawa, Takadakiko Co., Ltd.
Shintaro Kikuchi, Kindai University
Takayuki Fumoto, Kindai University
Yuta Yamada, Nihon University
E-mail: fumoto@civileng.kindai.ac.jp

In this study, in order to demonstrate the effectiveness of using an X-ray CT system that can take images in a loaded condition as a method for measuring shear deformation near corroded rebar in mortar, we attempted to measure shear deformation near the steel bar with and without corrosion of round steel bar in the shear plane and examined the changes in the stress transfer mechanism. As a result, it was confirmed by DVC using X-ray CT images during loading that the change in the load-displacement relationship due to corrosion of the rebar was caused by the change in the stress transfer mechanism induced by the corrosion cracks.

１．はじめに

経年劣化した既設鉄筋コンクリート構造部材の性能評価に際しては，外観目視により得られるコンクリート表面のひび割れ幅や配筋などの情報からコンクリート中の応力伝達機構を適切に推定する必要がある．鉄筋腐食が原因で劣化した部材の応力伝達機構を推定するためには，鉄筋の断面減少や腐食ひび割れを伴う付着応力の減少，腐食ひび割れ面における見かけのせん断応力の低減などの情報が必要と考えられる．表面のひび割れ幅と鉄筋の腐食量との関係がかぶり厚などの影響を受けることが解析的に明らかにされつつあるものの [1]，腐食ひび割れによる見かけの腐食ひび割れ面における応力伝達機構など不明な点も多い．精度の高い応力伝達機構の推定には，未解明な点を明らかにし，それらを体系的に関連付ける必要がある．

本研究では，供試体内部での腐食ひび割れパターンと鉄筋近傍での応力伝達機構の変化の関係を可視化する手法として，載荷状態で撮影可能なX線CT装置の有効性を示すことを目的に，せん断面内の丸鋼の腐食の有無による丸鋼近傍のせん断変形の計測を試み，応力伝達機構の変化の一端を考察した．

２．実験概要

Table 1 にモルタルの配合表を示す．水道水（W），早強ポルトランドセメント（C:密度 3.16 g/cm^3），硬質砂岩砕砂（S1 : 表乾密度 2.66 g/cm^3, 吸水率 1.86 %），石灰砕砂（S2 : 表乾密度 2.68 g/cm^3，吸水率 0.59 %）を用いた．また，画像計測の精度改善を目的に細骨材体積の 3 割を銅スラグ細骨材（Cu，密度 3.47 g/cm^3，吸水率 0.84 %）で置換した．小型ミキサで 6L×2 回練って供試体を作製した．練混ぜ直後のモルタルフローは 206 mm, 空気量は 0.39 %であった．

Fig. 1 に供試体概要を示す．寸法は縦横 70 mm, 高さ 210 mm とした．上面から高さ 68.5 mm と 141.5 mm に厚さ 3 mm，深さ 35 mm の水平スリットを設け，上下面からの載荷で高さ中央に高さ 70 mm，幅 70 mm のせん断面（図中の赤枠）が生じるようにした．直径 5 mm，長さ 130 mm の丸鋼 3 本をせん断面内に配置し，一方の端部に直流安定化電源と接続するための銅線を配線した．以降，打込み面から順に Rod A，B，C と呼ぶ．供試体は 7 体作製し，翌日脱型後，標準養生を 14 日行った．

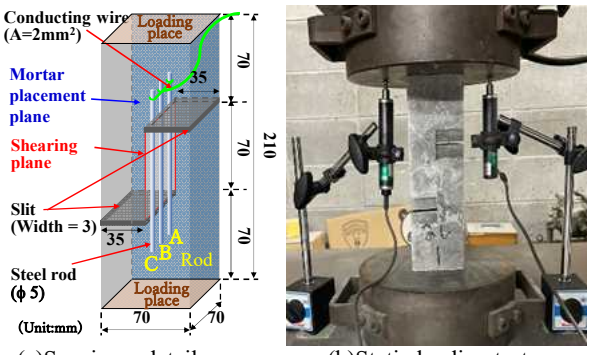
供試体 4 体に電食試験を行った．Fig. 1(a)の右側面から 2 cm ほど食塩水に浸漬し，30 分静置した後，腐食率が約 10 %となるように電圧 70 V，電流 0.41 A で 6 時間×3 日，計 18 時間通電した．通電終了後，内部の含水状態を安定させるために温度 20 ℃，相対湿度 60 %の室内で供試体を静置し，以下の試験に用いた．なお，腐食しない供試体も通電中は同様に Fig. 1(a)の右側面から 2 cm ほど水道水に浸漬し，通電終了時も恒温恒湿室内に静置した後，試験を行った．

腐食無しと腐食有りの供試体各 2 体で静的載荷試験を行った（Fig. 1(b)）．変位計 2 本の平均値から供試体全体の高さ方向の変形を計測し，それをせん断面の変位とした．その変位と荷重の関係から X 線 CT 撮影の目標荷重を決定した．

次に近畿大学所有の X 線 CT 装置 [2]で，通電前後と載荷中の腐食無しと腐食有りの供試体各 1 体の内部を撮影した．X 線 CT 画像への干渉を減らすため，供試体全体の高さ方向の変位を巻込型変位計で測った．載荷開始後，所定の荷重になると載荷盤を止めて撮影を行った．撮影条件を管電圧 220 V，管電流 100 μA，フレームレート 3.0 frames/s，プロジェクション数 2000, 銅板 2 mm, 解像度一辺 0.06125 mm とした．取得した X 線 CT 画像を用いて 3 次元画像相関法（Digital Volume Correlation，以後 DVC）により内部変形

Table 1 Mixture proportion of mortar

W/C (%)	S/C	Unit content (kg/m^3)				
		W	C	S1	S2	Cu
68	2.4	297	438	622	430	595



(a)Specimen details (b)Static loading test

Fig. 1 Specimen

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

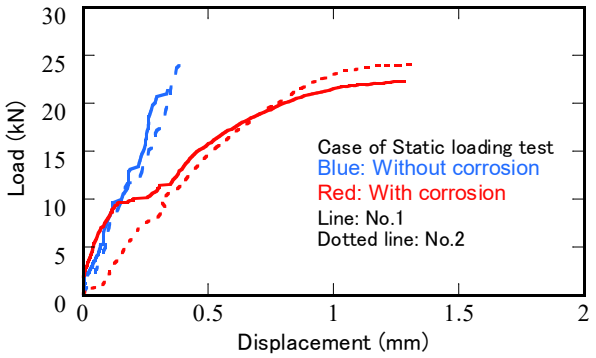
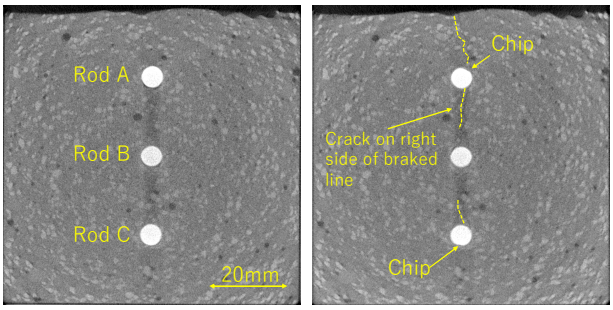


Fig. 2 Relationship between load and displacement by static loading test



(a) Before energization (b) After 18 hours of energization

Fig. 3 Horizontal cross-section image at the center of the height of the specimen

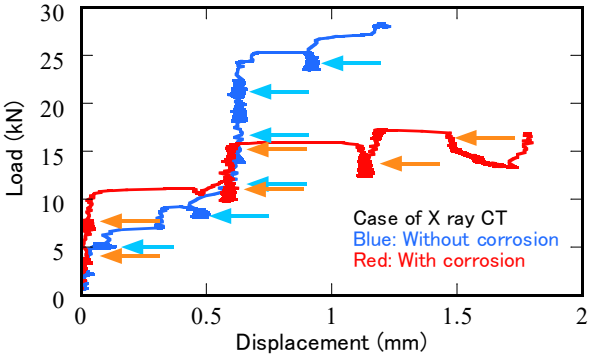


Fig. 4 Relationship between load and displacement by XCT

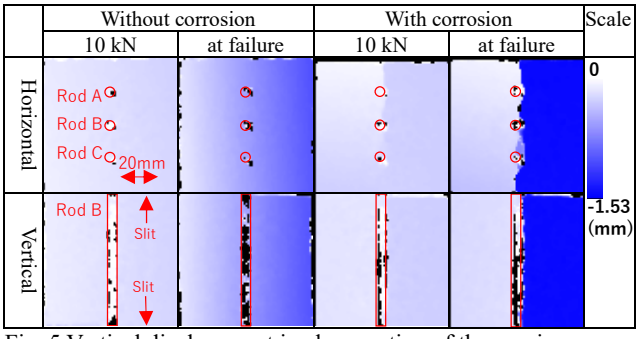


Fig. 5 Vertical displacement in closs section of the specimen (Red line is rod)

試験後に，供試体から取り出し，腐食生成物を 60 ℃の 10 %クエン酸水素二アンモニウム水溶液に 24 時間浸漬して除錆した鉄筋の質量を測定し，腐食前後の質量減少率を腐食率として算出した．その結果，いずれの供試体においても平均腐食率は 9.5～10.0 %であった．

3．実験結果と考察

Fig. 2 に静的載荷試験での荷重変位関係を示す．腐食の有無で破壊荷重に差は無かった．腐食無しの場合，荷重と変位は比例し，変位 0.4 mm で脆性的に破壊した．腐食有りの場合，初期は腐食なしの場合と同様だが，10 kN から変位増加量が大きくなり，変位 1.3 mm で破壊した．以上から，鉄筋が腐食することで，10 kN 程度から応力伝達機構が異なった可能性がある．そこで，X 線 CT 撮影時の載荷条件を 3 kN（初期値），10 kN，16 kN，21 kN および破壊直前とした．

Fig. 3 に，鉄筋の通電前と 18 時間通電直後のせん断面高さ方向中央の水平断面を示す．鉄筋が最も白く，銅スラグ細骨材が白灰色，モルタル部が灰色，そして空隙が濃い灰色で示された．通電後に鉄筋断面は腐食による一部欠損を生じ，黄点線に右横にひび割れとみられる陰影が見られた．

ここで，X 線 CT 撮影を行った腐食有り供試体内の鉄筋の腐食率は，打込み面側から Rod A 9.32 %，Rod B 9.26 %，そして Rod C 9.93 %とであった．このことから配筋位置に依らずほぼ同程度の腐食量を示したと考えられる．

Fig. 4 に，X 線 CT 撮影時の荷重変位関係を示す．図中の矢印は載荷盤位置を保持した箇所で，約 11 分の撮影中に応力緩和による荷重低下がみられた．腐食無しの場合，Fig. 2 と同様に緩やかに変位が増加し，変位 1.2 mm で破壊した．腐食有りの場合，約 10 kN から変位が生じ，荷重増加より変位量，変位 1.8 mm で破壊した．撮影中に載荷盤位置を保持した影響で変位量や破壊荷重の傾向は異なるが，腐食の有無による傾向の特徴は Fig. 2 と同様であった．

Fig. 5 に，供試体内部の載荷方向変位分布を示す．上段はせん断面の高さ中央の水平断面（上側が打込み面．腐食有りの場合，Fig. 3 と同断面），下段は丸鋼 B 中心を通る供試体中央縦断面（Fig. 1(a)の手前側から見たスリット間部分）である．Fig. 1(a)の下部からの載荷により，画像左半分がほぼ固定され，右半分が上方向（変位は負の方向）への移動する．腐食無しの場合，水平断面，垂直断面ともに，10 kN 載荷時と同様に破壊直前でも左から右へと変位が連続して増加した．すなわち，破壊直前までせん断面で応力が伝達されていたと考えられる．一方，腐食有りの場合，10 kN 載荷時に，Fig. 3 でひび割れていた箇所付近で変形量が不連続となり，破壊直前ではその変位差は大きくなった．すなわち，X 線 CT 画像を用いて，Fig. 2 で示した鉄筋腐食による荷重変位関係の変化が腐食ひび割れに誘発された応力伝達機構の変化によることを確認できた．

4．まとめ

1) 鉄筋腐食前後の X 線 CT 画像から，鉄筋腐食による断面減少の箇所や，周囲に生じた内部ひび割れを観察できる可能性が示された．
2) 載荷中の X 線 CT 画像を用いた DVC により，鉄筋腐食による荷重変位関係の変化が腐食ひび割れに誘発された応力伝達機構の変化によることを確認できた．

今後，異なる腐食ひび割れ状況における応力伝達機構の変化を検討していきたい．

参考文献

1) 河村圭亮他：鉄筋腐食に伴うコンクリート表面および内部ひび割れ進展挙動，コンクリート工学年次論文集，Vol.32，No.1，pp.1007-1012，2010.
2) 麓隆行： 新しい機構の X 線 CT の開発とポリマーコンクリートの圧縮試験への適用，土木学会論文集 E2, 69, 2, pp. 182-191, 2013.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

HSV 画像特性を用いた腐食鋼矢板の劣化実態の定量評価（シンポジウム講演概要）

Quantitative Evaluation of Degradation for Corroded Steel Sheet Pile by HSV Image Characteristics (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

大高　範寛（日鉄建材）　　萩原　大生（新潟大学大学院）　　鈴木　哲也（新潟大学・農）
原田　剛男（日鉄建材）　　藤本　雄充（日鉄建材）
Norihiro OTAKA, Nippon Steel Metal Products Co., Ltd.
Taiki HAGIWARA, Niigata University
Tetsuya SUZUKI, Niigata University
Takeo HARADA, Nippon Steel Metal Products Co., Ltd.
Yuji FUJIMOTO, Nippon Steel Metal Products Co., Ltd.

E-mail: nohtaka@ns-kenzai.co.jp

Steel sheet pile revetments have been widely used in agricultural canals in the low flatland areas with drainage fields. Many facilities are more than 40 years old after installation. The progression of corrosion is examined by means of visual and thickness surveys. In this study, we attempted to estimate the degree of corrosion using visible images.

１．はじめに

低平地の排水不良地域における農業用排水路では，鋼矢板護岸が広く採用されている．供用期間が 40 年を超える施設も散見され，腐食による老朽化が顕在化している．老朽化した鋼矢板護岸では，水位変動部に腐食が集中する傾向があることが報告されている [1)]．既存鋼矢板護岸の調査では，外観調査や超音波板厚計等を用いた板厚調査により，健全度を評価することが一般的である．近年では，可視画像や赤外線画像を用いた腐食の同定の研究も行われている [2),3)]．本報では，腐食が進行した鋼矢板の表面を可視画像で評価することを試みた．評価にあたっては，既往の研究より，HSV 空間での彩度（Saturation）を評価指標として用いた．HSV 空間とは，色相（Hue），彩度（Saturation），明度（value）で表現される色空間である．人間が色を知覚する方法と類似しているともいわれていることから，外観調査で感じる腐食状態に近い評価の目安になることを期待されている．

Fig. 1 Corroded steel sheet piles.

２．計測・解析方法

２．１．板厚計測

調査対象は，新潟県亀田郷地区の排水路護岸であり，調査時点で供用後 25 年が経過していた．鋼矢板の型式は，軽量鋼矢板 LSP5 型で板厚 5mm である．板厚調査に際しては，土のうにより仮締切を行い，水位を下げるとともに，土砂堆積箇所についても 50cm 程度掘削を行っている．また，鋼矢板表面については，高圧洗浄機を用いて，付着物を除去したのち，撮影と板厚調査を行った．

板厚の調査は，JIS Z 2355-1 に基づき超音波板厚計を用いて計測を行った．計測は，Fig. 1 の白枠内の範囲内（幅 200mm×高さ 1,000mm）で水平方向に 2 列，鉛直方向に 50mm ピッチで 20 段の計 40 点の測定を実施した．

２．２．画像解析方法

デジタルカメラにより撮影した画像を RGB 空間から HSV 空間への色空間変換を行い，彩度の色領域を抽出した．Fig. 2 は解析対象箇所の画像であり，Fig. 2 の領域 a)～e)は HSV 変換して彩度を環境別の箇所で抽出した画像である．上方から a)気中部, b)水位変動部, c)水中部Ⅰ, d)水中部Ⅱ, e)土中部となっている．それぞれの領域ごとに 402×204 pixels で画像を抜き出し，彩度の分布について調査した．

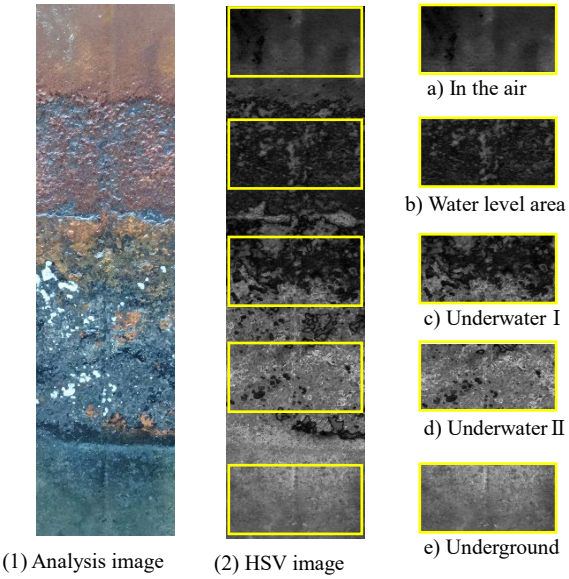


Fig. 2 Analytical images of corroded steel sheet pile.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

３．結果・考察

３．１．板厚計測結果

計測された板厚を測定点 8 点ごとにまとめて，平均値および標準偏差を求めた．結果は Table 1 に示す通りであり，最も腐食が進行している箇所は，b)の水位変動部であり，次に c)の水中部Ⅰ（水面上部付近），a)の気中という順番であった．水位変動部の腐食速度は，当初の板厚を 5mm ちょうどであったと仮定すると，25 年間で 1.14mm の減肉であることから，0.0456mm/年であると推定できる．一方，標準偏差については，大気中および水位変動部のばらつきが大きく，土中部や水中部の下部（土砂堆積部）については，ばらつきが小さい結果となった．土中部については，腐食の進行も極めて小さいことから，板厚のばらつきも小さくなっているものと考える．

３．２．画像解析結果

Fig. 2 の領域 a)～e)の彩度分布をそれぞれ色分けして重ね合わせたものが Fig. 3 である．領域ごとに分布特性が異なっていることがわかる．また，この分布の平均値および標準偏差を Table 2 に示す．板厚調査より，腐食量の大きい水位変動部では，彩度の平均が 36 であり，Fig. 3 においてもその近辺に値が集中していることが確認できる．一方，腐食量の小さい水中部Ⅱおよび土中部においては，彩度の平均値はいずれも 100 を超える範囲であり，Fig. 3 の中央部に広く分布している．

３．３．考察

Fig. 4 は，鋼矢板の深度方向を y 軸に，x 軸に板厚と彩度をとった図である．前述の内容と重複するが，腐食量の多い水位変動部（1,600mm 付近）において，彩度の値も小さくなっている傾向が見られる．また，腐食量の小さい土中部（2,200mm 付近）では，彩度の値は大きな値を示した．以上のことから，今回用いた画像では，腐食の進行に対して，HSV 画像形式での関連性が見受けられると考える．また，Fig. 5 の右図は，左図の元画像から彩度を抽出して，閾値を 20－40 とした画像である．Fig. 3 で強く特徴の出ている範囲を閾値としているため，当然ながら腐食箇所が上手く抽出できていると思われる．ただし，画像の角度や日陰の差し込み，表面の汚れ等によっても，値にばらつきが生じるため，適用にあたっては，撮影の条件などに注意する必要があると考える．

４．おわりに

本研究では，鋼矢板の表面可視画像を用いて HSV 空間での彩度を指標として，各領域における分布の違いを検証した．その結果，今回用いた画像では，腐食の進行状況と彩度の分布に関連性が明らかになった．今後は，データ数を増やすとともに撮影時のノイズ等の影響を削除するような方法も検討が必要であると考える．

参考文献

1) 石神暁郎，星野香織，工藤吉弘（2018）：積雪寒冷地における鋼矢板排水路の性能低下特性，農業農村工学会誌，86（5），43-46.
2) 萩原大生，島本由麻，鈴木哲也：鋼矢板護岸における腐食実態の画像診断，応用力学シンポジウム講演概要集, P01-26, 2020.
3) 鈴木哲也，稲葉一成，島本由麻，森井俊広：画像解析による鋼製集水井の腐食範囲の検出，農業農村工学会論文集，83 巻 4 号, pIV_13-IV_14, 2015.

Table 1. Average thickness and standard deviation of measurements piles

Area	Average thickness (mm)	Standard deviation
a) In the air	4.62	0.43
b) Water level area	3.86	0.41
c) Underwater Ⅰ	4.45	0.35
d) Underwater Ⅱ	4.89	0.14
e) Underground	5.04	0.02

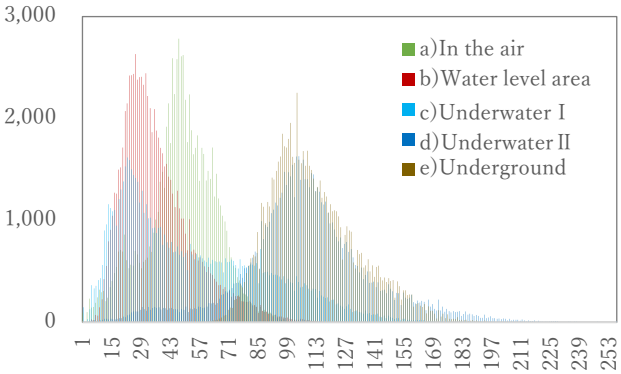


Fig. 3 Saturation distribution by region.

Table 2. Average and standard deviation of saturation

Area	Average of saturation	Standard deviation
a) In the air	47.0	16.9
b) Water level area	36.0	17.5
c) Underwater Ⅰ	52.9	34.7
d) Underwater Ⅱ	106.3	32.0
e) Underground	110.2	21.7

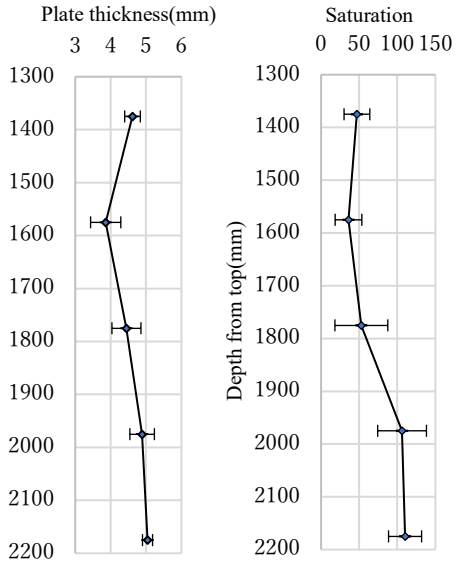


Fig. 4 Plate thickness and saturation by depth.

Fig. 5 Extraction of corroded areas by binarization.

き裂面腐食影響を考慮した弾塑性疲労き裂伝播解析（シンポジウム講演概要）

Elasto-plastic Fatigue Crack Propagation Analysis Considering Crack Surface Corrosion Effect (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

柴田　誉（大阪大・工／住友重機械工業（株））　佐藤　啓介（住友重機械工業（株））
フィンカト・リカルド（大阪大・工）　堤　成一郎（大阪大・工）
Homare SHIBATA, Osaka University / Sumitomo Heavy Industries, Ltd.
Keisuke SATOH, Sumitomo Heavy Industries, Ltd.
Riccardo FINCATO, Osaka University
Seiichiro TSUTSUMI, Osaka University
E-mail: homare.shibata@shi-g.com

Recently, multiple fatigue life extension techniques have been proposed utilizing crack closure, while no detailed numerical analyses have been conducted for them. On the other hand, the authors have been inventing an unconventional elasto-plasticity model called the Fatigue SS Model and proposed the assessment method on crack propagation life based on it. This study aims to follow numerically fatigue crack propagation experiments considering corrosion effect conducted by PUTRI. The result shows good agreement with the crack propagation behavior even before and after corrosion procedure.

１．はじめに

機械・構造物の損傷要因の多くは金属疲労に起因するとされる中 [1]，その安全設計においては，部品から疲労損傷を発生させないとする従来のセーフライフ（Safe-Life）の思想から，構造物の一部に損傷が生じたとしても安全性を確保するフェイルセーフ（Fail-Safe）思想や，疲労き裂の成長があったとしてもメンテナンスや定期検査により通常の使用を可能とする損傷許容設計（Damage Tolerance Design）の考え方が主流となってきている．こうした構造設計思想の変遷を背景に，存在する疲労き裂に対する延命技術の開発が進められている．

例えば，高橋ら [2]は疲労き裂面内に高硬度のアルミナ粒子を混ぜたペーストを注入することによって，疲労き裂閉口を積極的に起こし（くさび効果），疲労き裂伝播寿命の大幅延伸を報告している．また，PUTRI ら [3]は，疲労き裂面内に腐食促進剤（65%硝酸）を注入して腐食生成物を堆積させ，荷重レベルや疲労き裂長さに応じた寿命延伸効果の大小を報告している．ただし，これら現象は，主に実験検討として報告されているものの，数値解析検討はなく，き裂面接触程度や注入物の圧縮程度等，詳細なメカニズム分析や設計手法の確立はなされていない．

一方，著者らは，巨視的弾塑性状態を含む応力ひずみ応答を高精度に再現可能な弾塑性材料モデル（以下，疲労 SS モデル [4]（Fig.1））を開発するとともに，それを用いた弾塑性疲労き裂伝播寿命評価手法を提案している．この手法は，疲労き裂伝播現象を疲労き裂発生の連続挙動として評価することにより，材料の弾塑性応答に強く依存する疲労き裂伝播中の複雑な荷重履歴や疲労き裂先端の開閉口挙動，き裂面接触摩擦挙動など，疲労損傷過程の詳細なメカニズムの理解に有益な手法であると考えられる．これまで，CT 試験片 [5]や十字継手 [6]など様々な形状に対して，モードIかつ応力比が正の場合における疲労き裂伝播速度の再現性を確認してきた．

そこで，本研究では，上記数値解析手法を拡張することにより，疲労き裂面を腐食させる寿命延伸技術 [3]のメカニズム解明を可能とする新たな評価手法を提案する．

２．解析モデルおよび解析結果

CT 試験片を模擬した 3 次元 FE モデル（1/2 対称モデル）および付与した境界条件を Fig.2 に示す．解析には，汎用有限要素解析ソフト ADVENTURECluster2022 を使用し，材料モデルにはユーザーサブルーチン機能を使用して疲労 SS モデルを実装した．

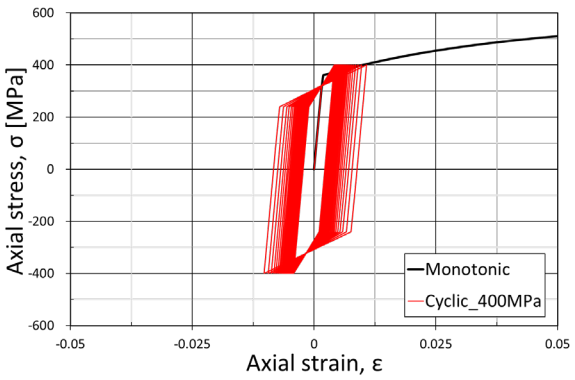


Fig.1 Fatigue SS model

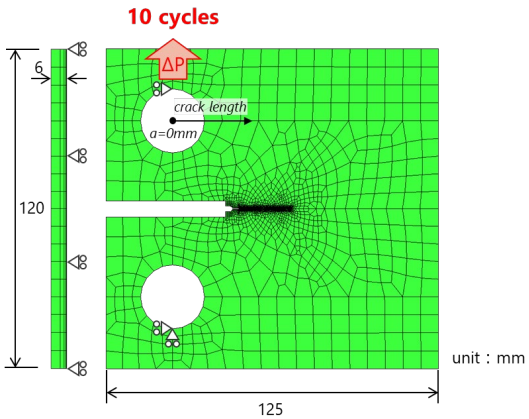


Fig.2 FE-model and boundary conditions

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

荷重条件は，疲労き裂伝播試験を模した定荷重条件（荷重一定，応力比 R=0.048）とし，繰返し数 10 回を解析モデル上部に載荷した．き裂は荷重載荷方向の直角方向に進展すると仮定し，き裂分離面上の結合条件領域を変化させ疲労き裂進展を模擬した．最小要素は，対称面上のき裂進展領域付近に 50μm 程度の立方体要素を配置した．

まず初めに，①腐食促進剤注入前の疲労き裂伝播試験を模した弾塑性疲労き裂伝播解析を実施する．き裂長さaは，試験片荷重載荷点を$a = 0$mm，切欠き底を$a = 25$mmとして，$a = 29.4$mm まで進展させた．

続いて，$a = 29.4$mm において疲労き裂を最大荷重により開口させ，②疲労き裂面が積極的に腐食することによるくさび効果を再現した解析を行う．

最後に，き裂を少しずつ進展させながら，①と同荷重条件の弾塑性疲労き裂伝播解析を実施する．なお，①の$a = 29.4$mm における解析以降は，全ての変形，応力，ひずみ，内部変数を引き継いだ解析としている．

３．疲労き裂伝播速度da/dNおよび疲労き裂伝播寿命N_pの予測

本研究で採用する疲労き裂伝播速度および伝播寿命予測手法について説明する．

まず初めに，前章の繰返し弾塑性解析にて，き裂先端節点の繰返し荷重載荷 10 サイクル目における全ひずみ範囲$\Delta\varepsilon_t$および平均応力σ_mを取得する．続いて，それら値と実験データベースを基に平均応力の影響を考慮して拡張した疲労き裂発生寿命評価式(1)および(2)を用いて疲労き裂発生寿命N_cを算出する．

$$\frac{\Delta\varepsilon_t}{2}\left(\frac{\sigma_w}{\sigma_a}\right) = 0.415N_c^{-0.606} + 0.00412N_c^{-0.115} \qquad (1)$$

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_w} = 1 - 4.1\times10^{-4}\sigma_m - 1.6\times10^{-7}\sigma_m^2 \qquad (2)$$

各種平均応力における疲労き裂発生寿命評価式の挙動を Fig.3 に示す．この図のように，同じ全ひずみ範囲$\Delta\varepsilon_t$であっても，平均応力σ_mが正の場合はN_cが小さくなり，負の場合はN_cが延伸する挙動となる．

次に，予測された疲労き裂発生寿命N_cの間に疲労き裂がΔaだけ進展するとして，次式により疲労き裂伝播速度da/dNを算出する．疲労き裂伝播寿命は，疲労き裂伝播速度da/dNをき裂長さaに亘って積分することにより算出される．

$$\frac{da}{dN} = \frac{\Delta a}{N_c} \qquad (3)$$

ここに，Δaは，疲労き裂伝播速度に影響を与える材料定数もしくは関数である．本検討では，$a = 26$mm における実験結果を再現できる疲労き裂伝播長さとして$\Delta a = 123.8$μm を同定し，腐食前後の評価において同一の値を使用している．

Fig.4 には，き裂長さと疲労き裂伝播寿命（$a-N$関係）を示す．この図から，本解析手法により腐食前後における疲労き裂伝播挙動を高精度に再現できていることが分かる．

４．結論

本研究では，き裂面腐食による疲労き裂伝播寿命延伸効果を再現可能な弾塑性疲労き裂伝播解析手法を開発し，対象実験の再現を試みた．その結果，腐食前後における疲労き裂伝播挙動を精度良く再現することができた．今後の検討項目として，異なる腐食条件（荷重条件や腐食時き裂長さ）に対する検証や本評価手法と腐食疲労試験との対応付けが挙げられる．

参考文献

1) 日本材料学会編:疲労設計便覧, 株式会社養賢堂, 1995.
2) 高橋一比古, 牛嶋通雄, 高橋千織, 植松進, 古谷典亍: アルミナペースト塗布による疲労き裂進展の自動抑制および目視検出, 溶接学会論文集, 22, 4, pp.531-541, 2004.
3) C. A. Putri, K. Tateishi, M. Shimizu and T. Hanji: Retardation of Fatigue Crack Growth by Corrosion Accelerator Injection, JSSC Steel Construction Engineering, 28, 112, pp.111-116, 2021.
4) S. Tsutsumi and R. Fincato: Cyclic plasticity model for fatigue with softening behavior below macroscopic yielding, 165, 5, 107573, Materials & Design, 2019.
5) 堤成一郎, 長濱啓和, 清川裕樹, Riccardo FINCATO:局所弾塑性応答に基づく鋼材の疲労亀裂伝播寿命評価－応力集中場に存在する表面亀裂の進展特性－, 土木学会論文集 A2(応用力学), 76, 2, I_399-I_410, 2020.
6) 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 材の疲労亀裂伝播特性および十字溶接継手の疲労寿命の評価（繰返し弾塑性応答に基づく溶接継手の疲労性能評価），溶接学会論文集, 40, 1, pp.27-35, 2022.

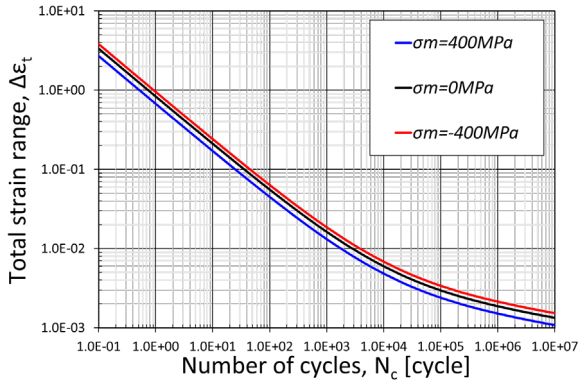


Fig.3 Crack initiation life formula considering mean stress

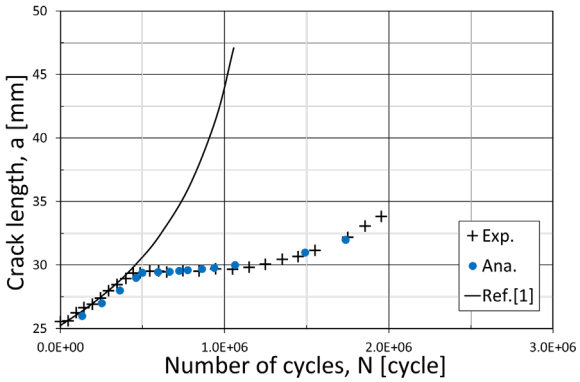


Fig.4 $a-N$ relations

溶接継手の形状品質と疲労性能の自動評価システムの開発（シンポジウム講演概要）

Automatic assessment system of geometrical quality and fatigue performance of weld joint

(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

堤　成一郎(大阪大学)　　小川　太希(大阪大学)

TSUTSUMI Seiichiro, Osaka University

OGAWA Taiki, Osaka University

E-mail: tsutsumi@civil.eng.osaka-u.ac.jp

An automated assessment system of geometrical quality and fatigue performance of weld joint is developed. The system assumes that the weld bead is composed of a combination of 3 mathematical functions as linear line, semicircular and spline curves. The precision of the predicted results was investigated by comparing with the CAD data and the manually measure results.

1．　緒言

各種溶接構造物の主な破損原因となる疲労寿命と応力集中は相関があり [1,2]，公称応力と局所最大応力の比で定義される応力集中係数(以降 Kt)を簡易に推定可能な式が複数提案されている [3]．止端半径やフランク角などの溶接表面形状パラメータを推定式に代入することで Kt が算出されるが，近年，余盛形状をスプライン曲線と仮定することで実形状との乖離を小さくした高精度な推定式も提案されている [4,5]．一方，橋梁の接合部の止端形状を対象に，レプリカ法を用いて止端半径を計測した先行研究では，評価範囲設定の差や計測者個人の持つクセなどが原因で計測結果にばらつきが生じると報告されており，個人に左右されることなく，形状パラメータを一意に決定可能な手法の確立が望まれている．なお，近年の形状計測機器の発展により，簡単で高精度に三次元形状データを取得することが可能となっており，品質管理システムの高度化などへの活用も期待されている．また，形状パラメータを一意に決定可能な手法は，これまで著者等によって一部検討 [6]されていたが，重要な形状パラメータの一つである目違いへの対応，止端半径の計測精度向上，計算時間の短縮などが期待されていた．

そこで本研究では，止端半径や余盛部に使用するスプライン曲線を含む複数の溶接継ぎ手形状パラメータを一意に決定可能な手法の高精度・高効率化を行った．また，得られた形状パラメータを活用する簡易な疲労性能評価手法に関しても検討を行った．

2.評価対象及び形状パラメータの評価フロー

表面形状データには 3D スキャナから得られた二次元断面形状データを用いた．表面形状パラメータの定義を Fig. 1 に，提案する自動決定手法の評価フローを Fig. 2 に示す．

提案手法では，評価対象形状を 9 つの接続点を通る直線，円弧，スプライン曲線の 3 種類の関数の組み合わせによって表現する．前述した 9 つの接続点のうち円弧とスプライン曲線を形成する 4 点を変動させて多数の予想形状を取得する．そして，対象評価形状と予測形状との距離に関する誤差指標 D を計算する．

$$D = \frac{\sum d_{left}}{n_{left}} + \frac{\sum d_{spline}}{n_{spline}} + \frac{\sum d_{right}}{n_{right}} \qquad (1)$$

全組み合わせの中で D が最小となったものを最適形状として決定し，そこから目違いを含む，すべての形状パラメータを取得するとともに，得られたパラメータを評価式に代入することにより Kt を算出する．

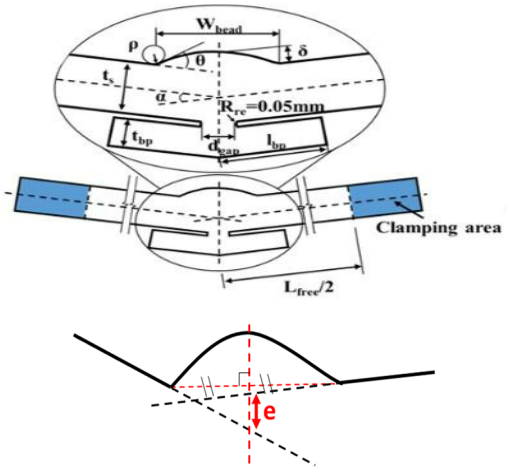


Fig.1 Geometrical parameters of weld bead

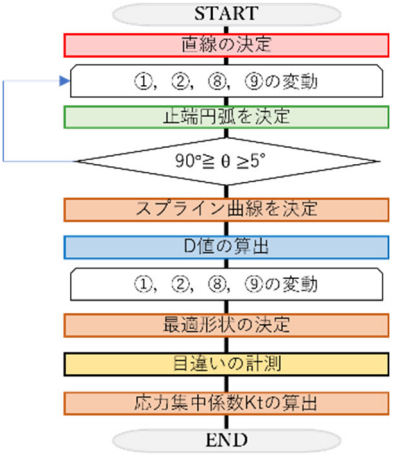


Fig.2 Assessment flow

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

Table 1 Predicted weld bead parameters

モデル名	測定パラメータ							
	Toe radius: ρ(mm)		Flank angle: θ(°)		Width: W(mm)	Height: δ(mm)	Angular: α(°)	Misalign: e(mm)
	left	right	left	right				
Model 1	1.14	0.93	17	16.1	32.0	2.3	1	0
Model 2	1.07	0.54	17.5	19.7	32.0	2.3	1	0
Model 3	1.25	1.06	15.8	15.1	32.0	2.3	1	0.3
Model 4	0.98	1.08	15.7	14.9	32.0	2.3	1	0.6
Model 5	0.94	0.74	16	15.5	32.0	2.3	1	1
Model 6	1.01	0.55	15.4	18.7	32.0	2.3	1	1
Model 7	1.3	1.02	15.4	15.3	32.0	2.3	-1	1
Model 8	1.04	0.86	25	25	32.0	2.3	1	1
Model 9	0.89	0.89	24.7	24.7	32.0	2.3	1	0
Model 10	0.74	0.74	16.1	16.1	32.1	2.3	1	0

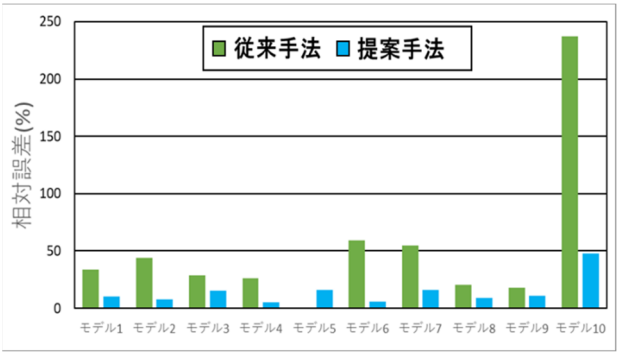


Fig.3 Comparison of relative errors

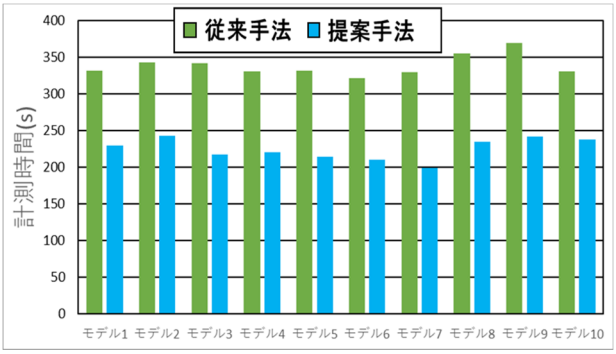


Fig.4 Measurement Time Comparison

また，精度の向上のために必要な円弧を決定する際の点の変動範囲や探査増分に関する影響を検討した．加えて，計算時間の短縮に有効な誤差指標 D 値を計算する際のスプライン曲線のデータサンプルの影響に関して検討を行った．

３．解析結果と考察

突合せ継手を模した表面形状を有する理想モデルを 10 個作成し，提案手法の検証に用いた．理想モデルに対して提案手法を適用した結果を Table 1 に示す．

重要な形状パラメータの一つである目違いや止端半径等の形状パラメータは問題なく高い精度で検出された．また，従来手法との精度の比較を行った結果および計測時間の比較結果を Fig.3 および 4 に示す．これらの図より，大幅な精度の向上と時間短縮が達成されたことが確認できる．紙面の都合で割愛するが，実継手に対する検討も行った結果，手動計測とほぼ同等もしくは安全側の結果を与えることが示された．加えて 1 ケースあたり数秒の時間で全パラメータを算出可能であり，得られた Kt も FEM 結果と高い精度で一致することを確認した．

４．結言

本研究では，溶接継手の表面形状パラメータの自動決定手法の開発を目的として，評価対象形状を 3 種の関数の組合せにより表現する手法を開発し，自動で形状パラメータを自動で算出可能なシステムを開発した．また，得られた形状パラメータを活用した簡易な疲労性能評価手法も開発した．その結果，時間を短縮しつつ目違いを高い精度で形状を取得可能であるあり，疲労性能評価に活用できる可能性を明らかにした．

参考文献

1) 疲労設計便覧：日本材料学会編，社養賢堂, 1995

2) Seiichiro Tsutsumi, Riccardo Fincato, Pengjun Luo, Moe Sano, Toshihiro Umeda, Tomohiro Kinoshita, Tetsuya Tagawa: Effects of weld geometry and HAZ property on low-cycle fatigue behavior of welded joint, International Journal of Fatigue, 156 (2022), 106683

3) 藤崎渉,野田尚昭,田中洋征,西谷弘信：溶接継手の応力集中係数に及ぼす余盛形状因子と溶接条件の影響，材料, 39(446), 1533-1538, 1990

4) Yuxiao Luo, Renle Ma, Seiichiro Tsutsumi： Parametric Formulae for Elastic Stress Concentration Factor at the Weld Toe of Distorted Butt-welded Joints, Materials, 13,169,2020

5) Yuxiao Luo, Seiichiro Tsutsumi, Rui Han, Renle Ma, Kaoshan Dai: Parametric formulae for stress concentration factor and clamping-induced stress of butt-welded joints under fatigue test condition, Welding in the World, 66(9), (2022), 1897-1913

6) 堤成一郎，下簗瑠奈：溶接継手の表面形状パラメータ自動決定手法，土木学会講演概要, 2020.9

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

接触状態が変化する薄板の変形に対する摂動法による座屈解析（シンポジウム講演概要）

Perturbation Buckling Simulations for Elastic Sheet with Contacts
(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

松井 和己（横国大・環境情報），杉山 寛明（横国大・環境情報），山田 貴博（横国大・環境情報）
Kazumi MATSUI, Yokohama National University
Hiroaki SUGIYAMA, Yokohama National University
Takahiro YAMADA, Yokohama National University
E-mail: kzm@ynu.ac.jp

In this paper, out-of-plane deformation pattern simulations of notched sheet in small gap were proposed. A method to extract buckling points on equilibrium paths, in which reaction force vector would change depending upon their contact status, and to show the possible existence of a bifurcation paths extending from the buckling points is developed. By using this method, various deformation patterns were analyzed for an elastic sheet by tracing the bifurcation paths, and it was shown that bifurcation paths do indeed existFurthermo. re, by extracting the buckling points on the obtained bifurcation paths, it was shown that the switching points and bifurcation points of bifurcation paths can be distinguished.

1. はじめに

座屈現象に代表される分岐現象 [1]は，構造物の強度を支配する代表的な不安定現象である．一般的な構造解析の枠組で座屈荷重やそれに対応する座屈モードを評価するには，非線形解析を実施している各荷重ステップで接線剛性行列のゼロ固有値を評価する直接固有値解析か，摂動法による座屈解析が用いられる [2]．特に市販の汎用シミュレーションソフトでは後者が実装されていることが多い．摂動法による座屈固有値解析は，摂動荷重（増分）に対する剛性行列のゼロ固有値を評価するものであるため，摂動荷重は入力データとして明示的に定義することが前提となる．

このような前提は，接触・摩擦が生じるような現象に対して座屈固有値解析を実施しようとすると大きな障害となる．つまり，荷重の増加に伴って接触領域や接触に起因する反力が変化するような状況では，摂動法による座屈固有値解析に必要な摂動荷重をあらかじめ定義できないため，容易に実行できない．

本研究では，荷重の増加に伴って接触状態が推移する，あるいは，接触反力の組み合わせや割合が常に変化するようなつりあい経路に対して，経路上に存在する座屈点を抽出できる摂動法にもとづく座屈固有値解析手法を提案する．さらに，分岐後経路を追跡する経路上で繰り返し実施することで，分岐後経路からの 2 次分岐以降の複雑な分岐経路も追跡できる．

本論文では，面内の引張変形から面外変形を誘発するようにノッチを施した弾性シートが，2 枚の剛体板に挟まれる状況を設定する．このとき，載荷に伴って上下に設置した剛体板への接触状態が変化しながら弾性シートには波打ち変形が生じるので，これを分岐座屈現象であるとして，分岐点の探索と分岐後経路の追跡により変形パターンを探索する．さらに，得られた分岐経路について座屈点の抽出と分岐後経路の追跡を繰り返し行うことで高次分岐経路を追跡し，接触状態が変化する分岐経路における分岐点を抽出する．

2. 解析方法

(1) 単調載荷に対する座屈解析

有限要素解析においてある外力ベクトル $\boldsymbol{F}$ に対応する接線剛性を $\boldsymbol{K}$ とすると，一般的な座屈解析では $\det \boldsymbol{K} = 0$ となる点を探す．特に，摂動荷重を用いた座屈解析では，接線剛性が $\boldsymbol{K}$ である状態に対して，摂動荷重 $\boldsymbol{f}_{\mathrm{per}}$ を与える．通常は解析を通して荷重モードが一定であることを想定するため，ある一定の荷重ベクトル $\boldsymbol{f}$ と荷重パラメータ λ を用いて $\boldsymbol{f}_{\mathrm{per}} = \Delta\lambda \boldsymbol{f}$ とする．座屈が生じる瞬間の接線剛性を $\boldsymbol{K}_{\mathrm{B}}$ とすると以下のように書ける．

$$\boldsymbol{K}_B = \boldsymbol{K} \quad + \lambda \Delta \boldsymbol{K} \tag{1}$$

ここで，$\Delta\boldsymbol{K}$ は $\boldsymbol{f}_{\mathrm{per}}$ に対応する摂動接線剛性である． このとき，$\det \boldsymbol{K}_{\mathrm{B}} = 0$ となる λ を探すことで座屈点を探索する．

(2) 接触状態が変化する場合の摂動法による座屈解析

上述の一般的な摂動法による座屈解析では，外力は一定の荷重ベクトルであることを前提としている．しかしながら，本研究で取り扱う接触状態が変化する状況では，各節点に作用する接触反力が接触状態に応じて変化するため，一定の荷重ベクトルとしては扱えない．

そこで，ある時刻 t_{n} での荷重を $\boldsymbol{f}_{\mathrm{n}}$，時刻 $t_{\mathrm{n+1}}$ での荷重を $\boldsymbol{f}_{\mathrm{n+1}}$ とおき，それぞれの荷重に対する接線剛性を $\boldsymbol{K}_{\mathrm{n}}$，$\boldsymbol{K}_{\mathrm{n+1}}$ とする．ここで，時刻 t_{n} と $t_{\mathrm{n+1}}$ の間における接線剛性は $\boldsymbol{K}_{\mathrm{n}}$ との $\boldsymbol{K}_{\mathrm{n+1}}$ の間を線形的に変化することを仮定する．この区間に座屈点があるとき，その座屈荷重を $\boldsymbol{f}_{\mathrm{B}}$ は，パラメータ λ (0 ＜ λ ＜1)を導入して，$\boldsymbol{f}_{\mathrm{B}} = (1-\lambda)\boldsymbol{f}_{\mathrm{n}} - \lambda \boldsymbol{f}_{\mathrm{n+1}}$ と表せる．また，この座屈点での接触剛性 $\boldsymbol{K}_{\mathrm{B}}$ は，以下のように表せる．とすると以下のように書ける．

$$\begin{aligned} \boldsymbol{K}_B &= (1-\lambda^*)\boldsymbol{K}_n + \lambda^* \boldsymbol{K}_{n+1} \\ &= \boldsymbol{K}_n + \lambda^* (\boldsymbol{K}_{n+1} - \boldsymbol{K}_n) \end{aligned} \tag{2}$$

これは式(1)と同じ形式であるので，$\det \boldsymbol{K}_{\mathrm{B}} = 0$ となる λ を探すことで，座屈点を検出できることがわかる．つまり，$\boldsymbol{f}_{\mathrm{n}}$ と $\boldsymbol{f}_{\mathrm{n+1}}$ が既知である状況（n+1 ステップでの状態量を評価したあと）であれば，市販ソフトウェアの非線形座屈解析機能における摂動荷重を $\boldsymbol{f}_{\mathrm{per}} = \boldsymbol{f}_{\mathrm{n+1}} - \boldsymbol{f}_{\mathrm{n}}$ として与えれば，分岐点とそれに対応する分岐経路が求められる．

分岐後経路を追跡する際には，本研究では初期不整を与えずに得られた分岐モードを用いて経路を誘導する．固有値座屈解析で求めた座屈点直前のつりあい点をリスタートの起点として，座屈点に対応する座屈モードを適切にスケーリングしたものを荷重増分として与えることで，分岐経路でのつりあい点を求める．

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

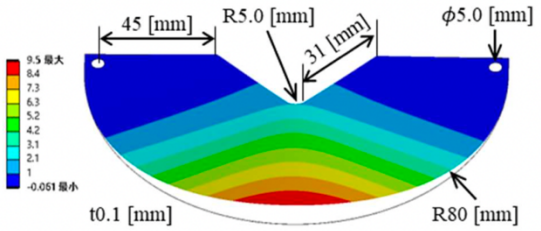


Fig. 1. Dimensions of elastic sheet and representative out-of-plane displacement at the bifurcation point

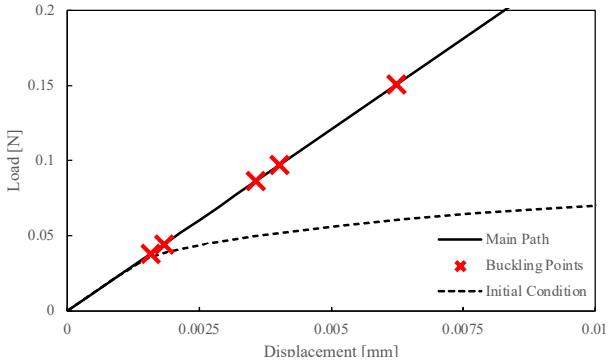


Fig. 2. In-Plane displacement & reaction diagram, and Bifurcation points on main path

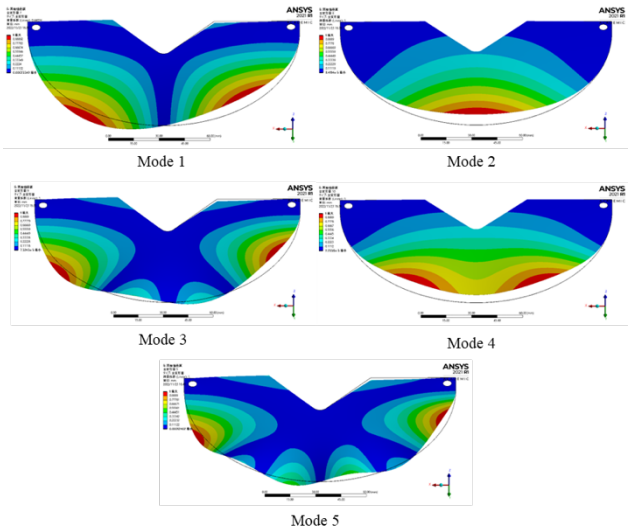


Fig. 3. Five bifurcation Modes from main path

3. ノッチ付き弾性シートの座屈解析

本研究で用いた弾性シートの寸法を Fig. 1 に示す．直径 5．0 [mm]の穴の一方を完全固定し，もう一方にノッチを広げる方向に強制変位を与える．また，面外方向下向きに 0．5 [mm]，上向きに 9．5 [mm]の隙間をそれぞれ空けて壁面を設置する．まず，単調載荷における座屈点および座屈モードを抽出し，その結果を Fig. 2 と Fig. 3 に示す．弾性シートの上下面に剛体を配置しているため，これらの座屈変形が生じると弾性シートの一部が上・下面の剛体板に接触することになる．

これらの座屈モードを用いて主経路から分岐経路を追跡した結果を Fig. 4 に示す．ここでは上で得られた座屈モード 1～5 を用いて，それぞれ正負の変位に換算したものを

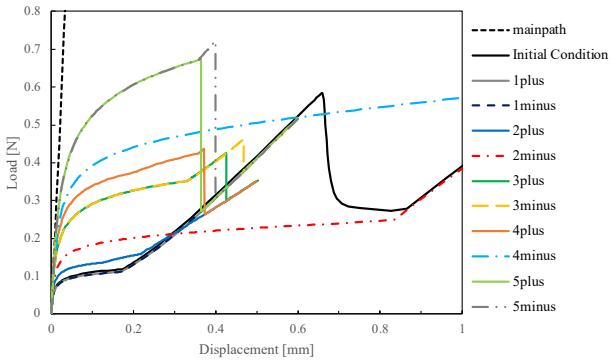


Fig. 4. Load/Displacement diagram for Post buckling deformations

座屈点からの変位増分として与えて分岐後経路のつりあい点を評価した．また，モード 1 に対応する初期不整を与えて経路を追跡したものもあわせて示す．

それぞれのモードに分岐後経路が存在していること，並びに分岐後経路からも新たな分岐経路が生じていることが確認できた．

4. まとめ

載荷に伴い接触点が変化するような問題に対して，摂動法にもとづく座屈固有値解析により座屈点や分岐後経路を追跡するための解析手法を実装した．面内の引張変形から面外の波打ち変形が生じるノッチ付き弾性シートについて，分岐後解析により複数の変形パターンが追跡できた．さらに，得られた分岐経路上の座屈点を抽出することで，つりあい経路の切り替え点と分岐点を区別できることを示した．

参考文献

1) 池田清宏, 室田一雄, 構造系の座屈と分岐, コロナ 社, 2001.
2) 久田俊明, 野口裕久, 非線形有限要素法の基礎と応用, 丸善株式会社, 1995.
2) 田中正人, 笹川崇, 表竜二, 藤井文夫, 頂上分岐お よび多重分岐解析に適用可能な計算漸近分岐理論 の構築, 日本機械学会論文集, 2018.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

3 次元画像解析による非定常流況パイプラインに発生した管材変形の非破壊・非接触同定（シンポジウム講演概要）

Non- Destructive and Non-Contact Identification of Deformation in Pipeline using 3D Image Analysis with Un-Steady Flow Conditions (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

鈴木　哲也（新潟大・農）　萩原　大生（新潟大院・自然科学）　北野原　朋宏（大林道路（株））　本間　順（大林道路（株））
Tetsuya SUZUKI, Faculty of Agriculture, Niigata University
Taiki HAGIWARA, Graduate School of Science and Technology, Niigata University
Tomohiro KITANOHARA, Obayashi Road Corporation
Jun HONMA, Obayashi Road Corporation
E-mail: suzuki@agr.niigata-u.ac.jp

For the effective protection and management of pipeline system, it is necessary to evaluate not only steady flow parameters but also unsteady flow conditions. In this study, we attempted an empirical study of non-destructive and non-contact detection of leakage in a pipeline under unsteady flow conditions, using 3D image analysis. The deformation characteristics of pipelines under water hammer pressure are closely related to the leakage phenomenon. The results of the image analysis method indicated a relationship between hydraulic conditions and deformation indices under different internal water pressure conditions. From these results, it is inferred that nondestructive monitoring of deformation behavior of in-service pipeline will be possible by 3D image analysis.

１．はじめに

水撃圧に代表される非定常流況では，内水圧を利用するパイプラインシステムにおいて異常水圧が発生し，漏水事故を誘発する．新設の送配水パイプラインでは，静水圧に加えて水撃圧を考慮した設計計画が行われるが，管材損傷の蓄積や附帯工の腐食進行が顕在化した既存施設では，設計値を下回る水圧条件での事故の危険性がある．研究対象である内水圧を利用したパイプラインでは，安全性と経済性を両立した設計計画が立案されるが，老朽化実態の把握が十分ではなく，既存施設の実態評価とともに，老朽化の進行した施設での調査診断法の確立が急務な技術課題となっている．

筆者らは，非定常流況におけるハイプラインに発生する管材変形や弾性波動の検出法の確立を進めている [1)-8)]．モデルパイプラインにおいて発生させた水撃圧により管材変形を画像解析手法の一つであるデジタル画像相関法で同定できる可能性を確認している．モデルパイプラインでの検討結果を踏まえて，既設鋼管パイプラインでの実証的検討を試み，画像解析結果と弾性波を受動的に検出する AE（Acoustic Emission）法による計測結果との関連を明らかにしている．先行研究における画像解析技術の利用は，主に気液二相流における気泡運動の解析において用いられており，管材変形に着目した研究は少ない [9)-11)]．管材変形は，既存施設の水理実態と老朽化状況を踏まえたものであり，安全性診断には不可欠な評価項目である．現状の技術課題は，各種水理条件下における管材損傷の蓄積と変形挙動の精緻な同定による既存施設の保全管理の高度化である．

そこで本研究では，画像解析により詳細な検討を進めるため，水撃圧発生下における漏水の有無を非破壊・非接触で検出することを事例に実証的検討を試みる．この結果を踏まえて，既設パイプラインにおける 3 次元画像解析の有用性と技術課題を検討した結果を報告する．

２．実験および解析方法

2. 1. モデルパイプライン

モデルパイプラインを構築して漏水現象の再現を試みた．

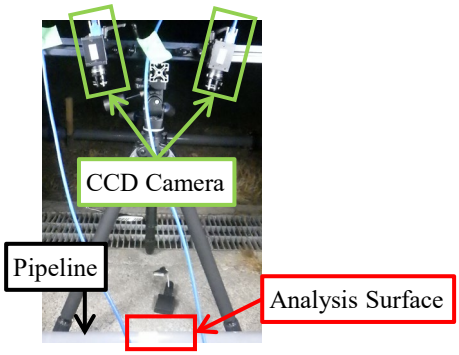


Fig. 1 A setup for digital image acquisition system in model pipeline.

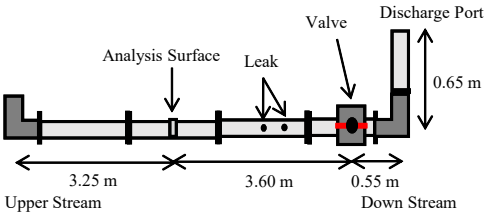


Fig. 2 A schematic depiction of a straight part of pipeline.

対象のパイプラインシステムは，全長 65 m，放流部と自由水面までの高低差 7.74 m である．使用した管材は，外半径 57 mm，管厚 6.6 mm の VP 管である．放流部から約 0.6 m 地点にボールバルブが設置されており，実験ではボールバルブのバルブ開度を調節することによって流量調節を行った．実験を開始するにあたって，ボールバルブより 3.60 m 上流に縦 80 mm，横 55 mm の画像解析面を作成した．解析用の画像は，撮影間隔を 20 Hz に設定した CCD カメラで撮影した（**Fig. 1**）．撮影されたステレオ画像に対し，デジタル画像相関法による 3 次元画像解析を行った．解析条件は円筒座標系を用い，サブセット長 31×31 pixel，ステップサイズ 7pixel およびフィルターサイズを 31 とした．評価パラメータは周方向変位である．

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

2. 2. 管体の固有振動

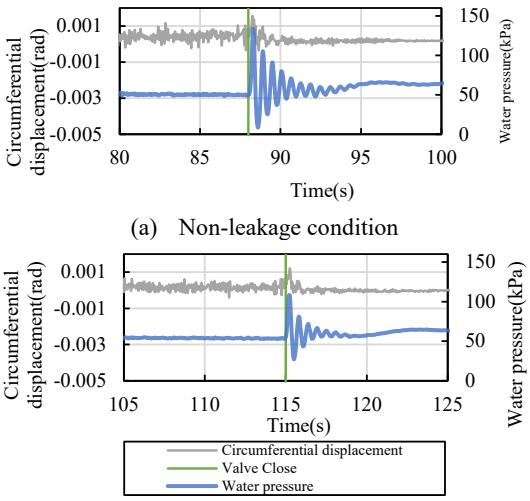
本検討では，管体の固有振動に着目した解析を行った．解析面を含む直線部（**Fig. 2**）をはりと仮定して計算した結果，1 次および 2 次の固有振動はそれぞれ 1.67 Hz，6.67 Hz である．

３．結果および考察

Fig. 3 にバルブ閉塞時における周方向変位の時系列変化を示す．グラフ内の緑色で示された線がバルブ閉塞時である．本図より，バルブ閉塞に伴う水撃圧発生の際に，周方向変位が変化することが確認された．**Fig. 4** に，周方向変位の周波数解析結果を示す．対象区間はバルブ閉塞 5 秒前から 25.6 秒間である．グラフ内の赤線はそれぞれ 1.67 Hz および 6.67 Hz を示しており，管体の固有振動付近で周波数成分が強く検出されることが確認された．**Fig. 5** に示したスカログラムでも固有振動付近の周波数帯で信号が強く検出されている．また，漏水の有無で比較した場合，漏水有りのケースの方が方が漏水無しのケースよりも減衰が早いことが確認された．

４．おわりに

本研究では，管体の周方向変位に着目して漏水の検出を試みた．その結果，水撃圧発生に伴い固有振動付近で卓越した周波数成分が検出されること，漏水の有無によって減衰の過程に相違があることが確認された．このことから，管体の振動に着目することで，漏水現象を非接触で検出できる可能性が示唆された．



(a) Non-leakage condition

(b) Leakage condition

Fig. 3 Time series of circumferential displacements.

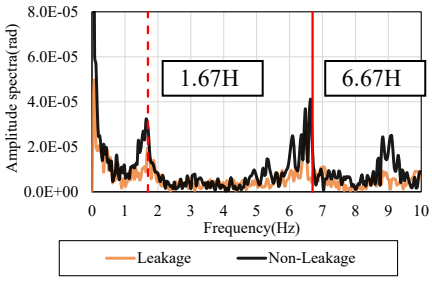
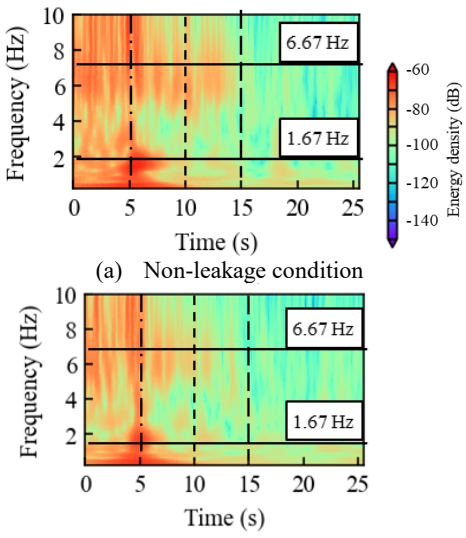


Fig. 4 Frequency analysis of circumferential displacements.



(a) Non-leakage condition

(b) Leakage condition

Fig. 5 Scalograms of circumferential displacements.

参考文献

1) 鈴木哲也，久保成隆，飯田俊彰：パイプラインに発生した圧力波の非破壊検出に関する研究，農業農村工学会論文集，287，95-103，2013.
2) 鈴木哲也，樽屋啓之，中田達，藤山宗，中達雄：弾性波による農業用パイプラインの水理機能診断法の開発，農業農村工学会誌，82(1)，7-10，2014.
3) 鈴木哲也：AE 波特性に基づく送配水パイプラインの水理特性の検出と定量評価，平成 26 年度日本非破壊検査協会 AE 特別委員会講演会資料，1-6，2015.
4) Honda, Y., Suzuki, T., Taruya, H. and Naka, T.: Non-Destructive Evaluation of Water Flow Conditions in Deteriorated Pipeline using Acoustic Emission Method, NDT-CE2015, Berlin Germany, 2015.
5) 鈴木哲也，島本由麻：AE パラメータ解析に基づく大規模送配水パイプラインの圧力波伝搬特性評価～緊急遮断弁の性能評価を事例に～，平成 29 年度日本非破壊検査協会 AE 特別委員会講演会資料，13-20，2017.
6) 鈴木哲也，塩谷智基：AE 計測に基づく送配水パイプラインの非破壊モニタリング法の開発，農業農村工学会誌，86（4），277-280，2018.
7) 鈴木哲也，小峯悠汰，浅田洋平，木村匡臣，安瀬地一作：圧力波伝播に基づくパイプライン欠損の非破壊同定に関する研究，平成 31 年度農業農村工学会講演会講演要旨集，CD-R，2019.
8) 鈴木哲也，齋藤真歩，小峯悠汰，浅田洋平，木村匡臣，安瀬地一作：3 次元画像計測による圧力波に起因する管材変形の非破壊・非接触同定に関する研究，農業農村工学会応用水理研究部会講演要旨集，23-24，2019.
9) Lema, M., Pena, F. L., Buchlin, J. M., Rambaud, P. and Steelant, J.: Analysis of Fluid Hammer Occurrence with Phase Change and Column Separation due to Fast Value Opening by means of Flow Visualization, Experimental Themal and Fluid Science, 79, 143-153, 2016.
10) Jian, D., Lu, Q. and Zhao, D.: Study on Pressur Transients in Low Pressure Watere-Hydraulic Pipelines, IEEE Access, 7, 80561-80569, 2019.
11) Gavioli, Y. S., Aibe V. Y. and Loureiro, J. B. R.: Gas-Liquid Flow Through an Inclined T- Junction with a Verti-cal-Upward Branch, Flow, Turbulence and Combustion, 103, 1011-1037, 2019.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

Regular Session | General Session (4.Fluid mechanics)

第４部門②

Chair:Atsuko Mizoguchi

Sat. May 27, 2023 10:10 AM - 11:25 AM D (6号館 3階 6309室)

[14005-09-01] Dam Break Flow through Rigid-Emergent Vegetation (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Adel Ahmed Mahmoud[1], Tatsuhiko UCHIDA[1], Daisuke KOBAYASHI[1] （1. Hiroshima University）

10:10 AM - 10:25 AM

[14005-09-02] Validation of the numerical simulation method for bores propagating through a permeable resistance in open channel (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Daisuke Kobayashi[1], Tatsuhiko Uchida[1] （1. Hiroshima university Graduate School of Advanced Science and Engineering）

10:25 AM - 10:40 AM

[14005-09-03] Applications of 3D Numerical Model Considering Surface and Seepage Flows in Generalized Curvilinear Coordinate System (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Qiyun Pang[1], Shinichiro Onda[1] （1. Kyoto University）

10:40 AM - 10:55 AM

[14005-09-04] Free Surface Analysis by a VOF Method using Hierarchical Cartesian Grids (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Hideto YOSHIMURA[1], Ichiro FUJITA[2] （1. Gifu University, 2. Construction Engineering Research Institute）

10:55 AM - 11:10 AM

[14005-09-05] Validation of Estimating Method for Spilled Water Amount From a Rectangular Tank Based on Numerical Simulations of Seismically-induced Sloshing Flow (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

*Yukihiro Toyoda[1] （1. Central Research Institute of Electric Power Industry）

11:10 AM - 11:25 AM

©Applied Mechanics Committee, JSCE

Dam Break Flow through Rigid-Emergent Vegetation
(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

Adel A. MAHMOUD, Hiroshima University
Tatsuhiko UCHIDA, Hiroshima University
Daisuke KOBAYASHI, Hiroshima University
E-mail: d223615@hiroshima-u.ac.jp

In this study, experiments were conducted to investigate the effect of emergent vegetation field length on wave propagation of dam break flows. Vegetation was represented by wooden cylinders. Three different vegetation field lengths with constant density were used. Temporal variation of wave height was measured at different sections along the flume. Results show that wave height and wave celerity downstream vegetation field decrease with increasing vegetation field length.

1. Introduction

Dam break flow occurs due to sudden collapse of the reservoir dam or tsunami which leads to huge damage to human lives and properties. Several studies regarding the dam break flows and the wave propagation through vegetation field have been performed. For example, Chen and Wang[1] investigated energy dissipation of seagrass in a dam break flume, they found that the amount of energy dissipation increases by increasing grass height. Huang et al.[2] studied solitary waves through rigid-emergent vegetation and concluded that increasing in vegetation density leads to increasing in wave reflection and energy dissipation. Peruzzo et al.[3] investigated regular wave attenuation through artificial flexible vegetation with different densities and different arrangements and found that wave attenuation increases by increasing vegetation density. Studies related to dam break flow through vegetation are needed as there are many types of aquatic vegetation and each type has its characteristics and effects in fluvial and coastal flow. In this study, the effect of rigid vegetation field length on dam break wave propagation was investigated by conducting a series of experiments.

2. Experimental Setup

The experiments of dam break flow through groups of rigid emergent cylinders with different installation lengths were performed in a horizontal rectangular flume with 16.10 m long, 0.40 m wide and 0.40 m deep at faculty of advanced science and engineering at Hiroshima University. The diameter of each cylinder is d =1 cm with 50 cm in height. The cylinders which represent rigid vegetation were installed in the flume using foam boards and glue individually in longitudinal and lateral intervals of $\Delta x = \Delta y = 3.3$ cm as shown in Fig. 1 with a constant volume density of the vegetation $\lambda = \pi d^2/(4\Delta x \Delta y) = 0.072$. Three vegetation field lengths L = 0.60 m, 1.60 m and 3.00 m were installed in the channel as shown in Fig. 2. As shown from Fig. 2, a movable gate was installed at 2.0 m from upstream end to separate two different water depths h_{up}=30 cm and h_{down}=2 cm upstream and downstream movable gate respectively. The upstream and downstream ends in Fig. 2 are bounded by walls. To generate dam break flow into the flume, the movable gate is suddenly removed manually. The servo-type wave height meter (KENEK) was used to measure wave height variation with time.

The measurement sections were chosen to enable us to see waves propagation through vegetation field and to investigate the effect of vegetation field length on wave propagation. Table 1 shows the location of each section. At each section, three runs were performed and the average of these runs was applied to obtain final results.

Another measurement section of the negative wave was installed at 30 cm upstream the movable gate to adjust the opening time of the gate for each experiment. A camera was installed at the upstream end to record the initial time of movement of the gate.

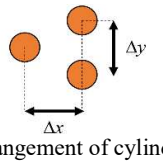


Fig. 1 Arrangement of cylinders

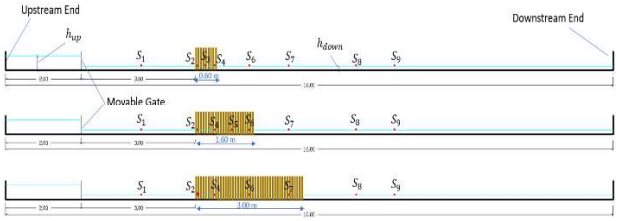


Fig. 2 Experiments setup

Table 1 Location of measurement sections

Section	Distance from Upstream End (m)	Section	Distance from Upstream End (m)
S_1	3.57	S_6	6.53
S_2	5.02	S_7	7.6
S_3	5.27	S_8	9.55
S_4	5.53	S_9	10.56
S_5	6.03		

3. Results and Discussion

Fig. 3 shows variation of wave height with time at S_1 with and without vegetation. A little difference in wave height of the first wave is observed among the measurement cases, this difference

may be because of the difference in movable gate opening time in each case. It is also seen that the small difference in reflected wave height and arrival time between the three vegetation field length cases.

Fig. 4 shows temporal variation of wave height within the vegetation field for the three vegetation field lengths. The vegetation causes wave height to rapidly decrease through it, this due to the hydrodynamic forces of the vegetation, this also meaning that vegetation causes wave energy dissipation. The wave heights at the same distance within a vegetation group are higher for longer vegetation lengths due to reflected waves from downstream.

The temporal variation in the wave height at S_8 and S_9 downstream vegetation field is shown in Fig. 5. Unlike Fig.4, the wave height decreases by increasing vegetation field length, because there is no reflection wave from the downstream area. Also by increasing vegetation field length, wave arrival time increases.

Fig. 6 shows relation between distance traveled by waves and corresponding arrival time for different vegetation field length cases through vegetation field (a), and downstream vegetation field (b). After plotting distance with corresponding arrival time, best line fit was plotted for each case, in which the gradient of these lines represents wave celerity. As it is shown in Fig. 6, the gradient decreases with increasing vegetation field. The wave celerity decreases in the downstream direction, by comparing wave arrival time at each section for the different cases, it can be noticed that through vegetation there are small difference in the wave arrival time among the three cases, but this difference increased at the downstream vegetation sections where the effect of vegetation field length appears clearly.

4. Conclusion

From the analysis of the experimental results, the following main conclusions may be obtained:

1) Due to hydrodynamic forces of vegetation, wave height rapidly decreases through the vegetation field.
2) Vegetation field length does not have a significant effect on the arrival time of the reflected wave upstream from the vegetation but the wavelength increases with longer vegetation field.
3) Wave height and celerity downstream of the vegetation field decrease by increasing vegetation field length.

References

1) Chen, C. and Wang, F. An experimental study of energy dissipation of sea grass in a dam break flume. Global Nest Journal, 24(1), pp.129-134, 2022.
2) Huang, Z., Yao, Y., Sim, S.Y. and Yao, Y. Interaction of solitary waves with emergent, rigid vegetation. Ocean Engineering, 38(10), pp.1080-1088, 2011.
3) Peruzzo, P., De Serio, F., Defina, A. and Mossa, M. Wave height attenuation and flow resistance due to emergent or near-emergent vegetation. Water 10 (4): 402, 2018.

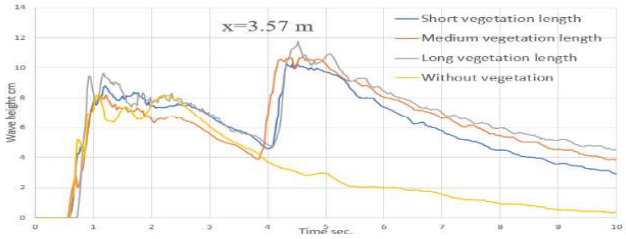


Fig. 3 Temporal variation of wave height at S_1 with and without vegetation.

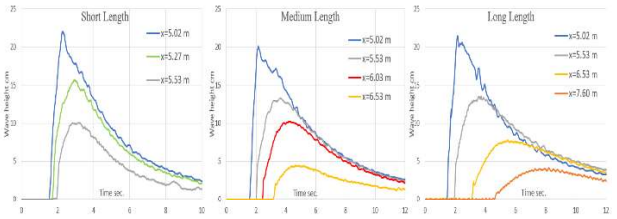


Fig. 4 Temporal variation of wave height through each vegetation field length.

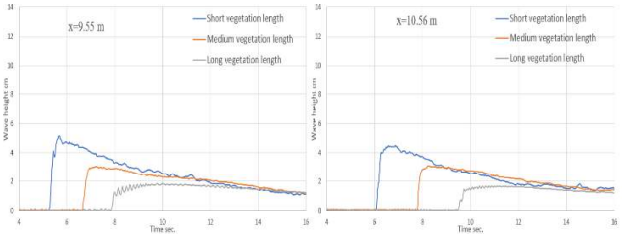


Fig. 5 Temporal variation of wave height through downstream vegetation field

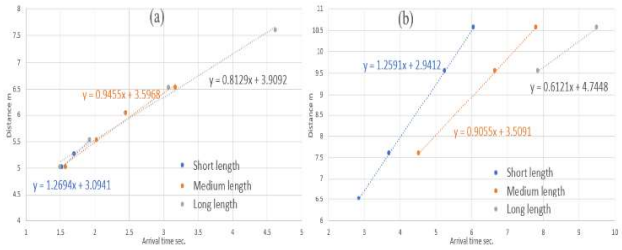


Fig. 6 Relation between traveled distance by waves and corresponding arrival time (a) through vegetation (b) downstream vegetation.

開水路中の透過性抵抗体を通過する段波の数値解析法の検証（シンポジウム講演概要）

Validation of the numerical simulation method for bores propagating through a permeable resistance in open channel
(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

小林　大祐（広島大・工）　　内田　龍彦（広島大・工）
Daisuke KOBAYASHI, Hiroshima University
Tatsuhiko UCHIDA, Hiroshima University
E-mail: d202383@hiroshima-u.ac.jp

In this study, two-dimensional calculation for the attenuation of a bore propagates through a vegetations was conducted using the evaluation method for hydrodynamic force that can consider nonuniform flow effects, and the method was validated by comparing it with experimental results. The conventional calculation using the drag coefficient overestimated the wave height. On the other hand, the calculation results, in which the additional force due to the pressure gradient was taken into account in addition to the drag coefficient, reproduced the energy fluxes of the reflected waves and the bores propagating downstream appropriately, resulting in a good reproduction of wave height and the longitudinal distribution of maximum wave height.

１．序論

地震によって発生した津波は河川を遡上し，内陸深くにおいて越水することで，海岸堤防を越えた津波による被害があまり大きくない地域でも，流体力や局所洗掘などの被害をもたらす．河川遡上津波の被害を軽減するために，適切な数値計算手法の確立が求められている．河川では，植生群などの透過性抵抗体が存在している．一般的に，沿岸域における防潮林などの透過性抵抗体は，津波のエネルギーを減衰させることが知られている [1]．しかし，河川を遡上する津波を考えると，沿岸域とは異なり河川堤防により縦断的に防護する必要がある．即ち，河川では，透過性抵抗体によって発生する流体力によって，津波のエネルギーが減衰されると同時に，その反射によって水位が上昇し河川堤防を越水する危険性もある．そのため，河川遡上津波の適切な数値計算法の確立のためには，透過性抵抗体による流体力を適切に再現することが重要となる．しかし，流体力評価における抗力係数には，これまで経験的な値や，キャリブレーションされた値が用いられてきたため，流れ場に依存しない流体力評価法の検討は不十分である．

本研究では，植生群を通過する段波の減衰について，不等流効果を考慮できる流体力評価法 [2]を用いた平面 2 次元計算を行い，実験結果と比較することで流体力評価法の検証を行う．

２．実験方法

Fig. 1 に実験水路の平面図を示す．用いた直線水路は，幅 0.39(m)，長さ 16.1(m)，勾配 0 である．ゲート上流に設置したゲートを急開させることで，段波を下流へ伝播させる．段波の初期条件は，ゲート上流水深 0.30(m)，下流水深 0.02(m)であり，段波の Froude 数は 3. 99 である．また，直径 d=0.01(m)の円柱群を，x=3-5(m)の範囲において千鳥状で配置した．円柱群の面積密度は，$\lambda=\pi d^2/(4\Delta x\Delta y)$=0.072 ($\Delta x$=$\Delta y$=0.033 (m)：植生間隔)である．本実験では，測定点において，サーボ式水位計を用いて波高の時間変化を測定した．各点においてそれぞれ 3 回測定し，それらをアンサンブル平均した波高を実験結果として用いている．また，測定点は，縦断方向に 6 点，横断方向にそれぞれ 3 点設置した．実験結果が横断方向に大きく変化しないことを確認し，検証には断面中央の測定点における実験結果を用いる．

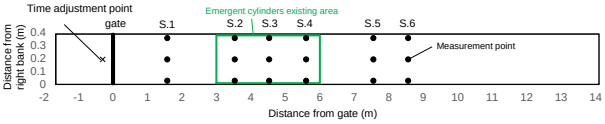


Fig. 1 planform of experimental channel

３．数値計算手法

本研究で用いる平面二次元計算の基礎方程式を，式(1)-(4)に示す．

$$\frac{\partial h}{\partial t}+\frac{\partial Uh}{\partial x}=0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial Uh}{\partial t}+\frac{\partial UUh}{\partial x}=-gh\frac{\partial z_s}{\partial x}-\frac{Nf_d}{\rho}-\frac{\rho n^2|U|\cdot U}{h^{4/3}} \tag{2}$$

$$f_d=\frac{\rho|U|\cdot U}{2}C_D hd+\rho ghdL\frac{dh}{dx} \tag{3}$$

$$C_D/C_{D0}=1+\frac{\beta_{C_p}}{2}C_{D0}\boldsymbol{F}^2 \tag{4}$$

ここで，U：水深平均流速，h：水深，z_s：水位，g：重力加速度，N: 円柱群密度, f_d: 流体力と圧力勾配による付加力，τ_b：底面剪断力，n：マニングの粗度係数(=0.01)，C_D：抗力係数，C_{D0}：一様流中の抗力係数，$\boldsymbol{F}$: Froude 数，L：円柱背後の剥離渦の代表長さ(=kd)である．流体力項には Uchida et al.[2]による不等流中の評価法を適用する．式(4)の等流中の抗力係数 C_D は理論的に導出されており，第 2 項により円柱周りの水深変化による流体力の変化が考慮される．また，式(3)の第 2 項では，加速流中の円柱背面で発生する剥離領域が下流の圧力の影響を受けることで発生する縦断方向の圧力勾配による付加力を示す．流体力評価法(式(3))には，2 つの未知数(C_{D0}, k)が存在する．これらは，定常加速流（Q=0.0185(m3/s); h_t=0.079(m)）の縦断水面形を再現できるような，最適な C_{D0} と k の組み合わせとして求め，k=6，C_{D0} =1.3 となったため，以上の組み合わせを用いることとする．

４．数値計算法の検証結果

Fig.2 に段波波高の時間変化の実験と計算結果を示す．ここに，Δh：波高，h_t：浅水流方程式の理論解波高，t：時間である．

抗力係数のみの計算結果では，植生群内(S.3)における波高を過大評価したが，圧力勾配を流体力評価において考慮すると，波高を良好に再現する．一方で，圧力勾配を考慮

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

した場合，植生群内における波速を過小評価した．円柱群通過後(S.6)では，抗力係数のみの計算結果では波速と到達時刻が実験に比べ早く，波高を過大評価した．また，式(4)の水面変化の項の影響は大きくないが，圧力勾配を考慮した計算結果では，円柱群通過後の波速と波高を良好に再現できている．Fig.3 に最大波高の縦断分布と段波の到達時刻と縦断距離の関係を示す．このように，従来の抗力係数のみの計算結果では，円柱群内の減衰波高を過大評価するが，圧力勾配を考慮することで，減衰波高を良好に再現する．植生群内における流体力によって到達時刻が遅くなることを定性的に示したが，波速を過小評価する結果となった．一方，植生群通過後（S.6）の波速は実験結果と概ね一致した．また，S.6 における到達時刻の遅れは，植生群内における波速の過小評価によるものである．

圧力勾配を考慮する計算結果が，実験結果を良好に再現する要因について，空間波形から考察する．Fig.4 では，圧力勾配を考慮する場合としない場合について，ボアフロントの位置が一致する異なる時刻の瞬間波形を比較している．両計算結果における違いは，植生群内の波高と植生上流における反射波の位置に現れる．ボアフロントが同じ位置にある状態では，圧力勾配を考慮した結果の方が，反射波がより上流側に到達している．反射波の上流への伝播によって，植生群内を伝播する正の段波の波高が減少する．また，Fig.2 の S.1 における反射波の到達時刻は，圧力勾配を考慮したことで再現性が向上している．よって，抗力係数のみの結果では流体力が過小評価され反射波を適切に再現できず，圧力勾配を考慮することで反射波の到達時刻と正の段波波高の減少を適切に評価できる．

ボアフロントが植生下端を通過した後の空間波形を Fig.5 に示す．円柱群下端を通過する直前(Fig.4，右)や円柱群下端を通過した瞬間(Fig.5)のボアフロントの波高は，流体力評価法(抗力係数のみ/圧力勾配を考慮)によらず概ね等しい．しかし，植生下端を通過後の段波の波高は伝播とともに増加し，その増加率は抗力係数のみの方が，圧力勾配を考慮した場合に比べて大きい．これは，抗力係数のみの計算結果では，正の段波が植生下端を通過した後も，円柱群内において下流へ伝播する後続のエネルギーフラックスが，圧力勾配を考慮した場合のエネルギーフラックスに比べて大きいためである．これは，Fig.5 に示す円柱群内の後続流の空間波形に現れている．この後続流のフラックスの差は，評価される反射波のエネルギーフラックスが異なることで発生する．よって，円柱群下端通過後の段波波高は，円柱群における反射率に依存すると考えられる． また，圧力勾配による付加力項が植生下端において作用しており，植生下端では dh/dx が大きいため，抗力係数のみの結果に比べ大きな流体力が発生している．よって，この植生下端で発生する流体力の増加が流速を減少させたため，圧力勾配を考慮した場合の植生通過後の段波波高は，抗力係数のみの場合に比べ増加率が小さいと考えられる．

５．結論

本研究では，開水路中の円柱群を通過する段波波高について，不等流中の非水没抵抗体の流体力評価式を考慮した数値計算を行い，再現性の検討を行った．従来の抗力係数を用いた計算では，波高を過大評価する結果となった．一方，抗力係数による流体力評価に加え，圧力勾配による付加力を考慮した計算結果では，流体力によって発生する反射波と下流へ伝播する段波のエネルギーフラックスを適切に再現するため，波高の時間変化や最大波高の縦断分布を良好に再現する結果となった．

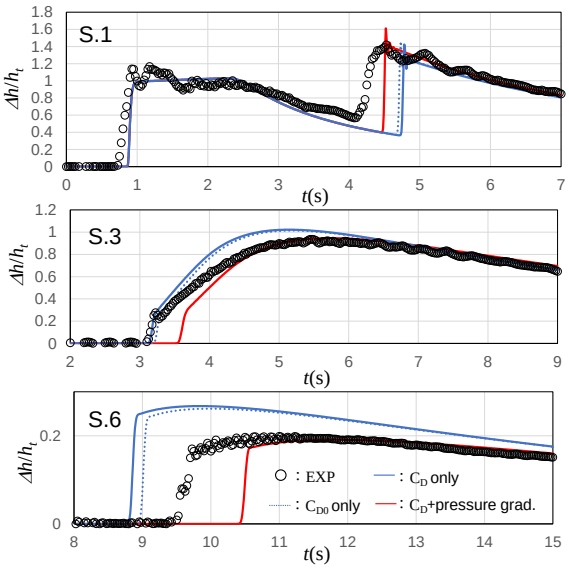


Fig. 2 experimental and numerical results of temporal variation of wave height

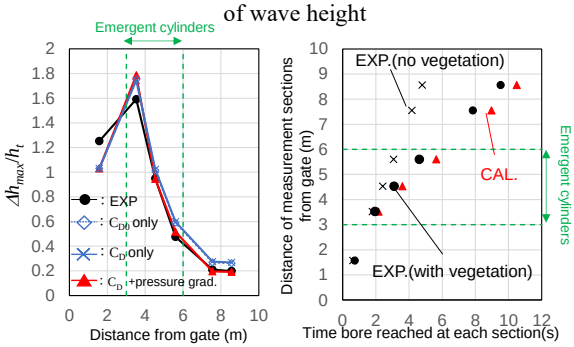


Fig. 3 longitudinal distribution of maximum wave height (left) and time bore reached at each section (right)

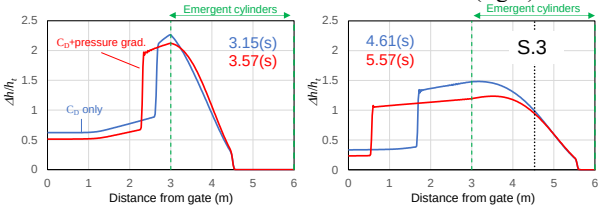


Fig. 4 spatial distribution of calculated wave height in vegetation

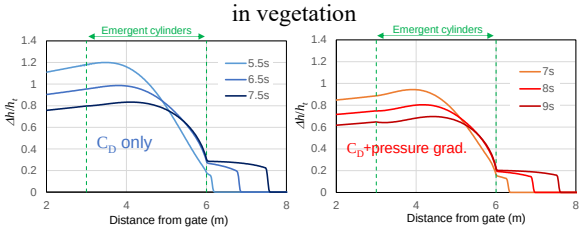


Fig. 5 spatial distribution of calculated wave height behind vegetation

参考文献

1) 首藤伸夫：防潮林の津波に対する効果と限界，海岸工学講演会論文集，32 巻， pp. 465-469，1987.
2) Uchida, T., Ato, T., Kobayashi, D., Maghrebi, M. F. and Kawahara, Y. : Hydrodynamic forces on emergent cylinders in non-uniform flow, Environmental Fluid Mechanics 22, pp. 1355-1379, 2022.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

Applications of 3D Numerical Model Considering Surface and Seepage Flows in Generalized Curvilinear Coordinate System
(Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

Qiyun PANG, Kyoto University
E-mail: pang.qiyun.36r@st.kyoto-u.ac.jp
Shinichiro ONDA, Kyoto University
E-mail: onda.shinichiro.2e@kyoto-u.ac.jp

This study aims to refine a three-dimensional flow model in a generalized curvilinear coordinate system by incorporating a porous media approach to simulate both surface and seepage flows. The accuracy and effectiveness of the model are verified through its application to two scenarios: curved open channel flows with riverbed topography obtained from the experiment and a permeation process. The numerical results demonstrate that the model is capable of accurately predicting water surface and velocity distributions in curved channels and the permeation process.

1. Introduction

In recent years, levee breaches due to overtopping flows in rivers have occurred frequently during torrential rains and flood events, causing significant damage to residential areas. To effectively manage risks and assess safety, it is essential to understand the mechanism of the dike failure process and accurately predict unsteady flows and bed variations.

To simulate precise river flows and riverbed variations, a three-dimensional flow model has been widely used, particularly with the rapid development of computers in recent years. The existing three-dimensional flow models can be broadly classified into four types: Cartesian coordinate-based models, generalized curvilinear coordinate-based models, generalized curvilinear moving coordinate-based models, and unstructured grid-based models. Kajikawa et al.[1] applied the FAVOR method in Cartesian coordinate system to simulate the open channel flows after bed variations in curved channel. Onda et al.[2] developed a numerical model coupled with porous media approach and density function method to simulate simultaneously overtopping and seepage flows under Cartesian coordinate system and applied to levee beaching process. However, Cartesian meshes are not well-suited for complex geometries unless the boundaries of the geometry are approximated by many meshes, which can significantly increase the computational mesh and computation time.

This study proposes a three-dimensional flow model in generalized curvilinear coordinate with an interface capturing method and porous media approach that can predict surface, seepage flows and sediment transport in complex geometries, for instance, levee breaching in a curved channel. This model was verified through its application to experiments involving terrain-included curved channel flows and seepage flows through the porous media. The refinement of this model aims to extend its applicability and offer a more precise and effective simulation of fluid flows.

2. Governing Equations

The previous numerical model[3] utilizes a generalized curvilinear coordinate system for the three-dimensional Reynolds-averaged Navier-Stokes (RANS) model, thereby enabling the generation of a boundary-fitted grid along a curved channel. The density function method is implemented to capture water surface. To enhance the model's capabilities in simulating both surface and seepage flows, the porous media approach is incorporated. The governing equations are presented below.

$$\frac{\partial(1-c)\rho\Phi}{\partial t}+\frac{1}{\sqrt{g}}\frac{\partial(1-c)\sqrt{g}\rho V^i}{\partial\xi^i}=0 \tag{1}$$

$$\begin{aligned}\frac{\partial(1-c)\rho V^i}{\partial t}&+\nabla_j\left[(1-c)\rho V^iV^j\right]\\&=(1-c)F^i-(1-c)g^{ij}\nabla_j p\\&+2\nabla_j(1-c)\mu S^{ij}+\nabla_j[-(1-c)\rho\overline{v^iv^j}]+R^i\end{aligned} \tag{2a}$$

where t: time, ξ^i: spatial coordinates of the computational space, Φ: density function, c: volume fraction in the solid phase, V^i: contravariant component of velocity vector, v^i: contravariant component of the turbulent velocity vector, p: pressure, ρ: density of the fluid, g: determinate of metric tensor, μ: viscosity coefficient of fluid, g^{ij}: contravariant components of metric tensor, S^{ij}: rate of strain tensor, F^i: contravariant component of gravitational acceleration. The contravariant component V^i and the physical component U^i of the flow velocity vector are transformed by the chain rule.

The drag force R^i exists only in the solid region and it is modeled according to the Darcy law:

$$R^i=\frac{\rho G(1-c)^2}{K}V^i \tag{2b}$$

where K is hydraulic conductivity, and G is gravitational acceleration.

A quadratic non-linear k-ε model is adopted in this numerical model.

3. Numerical Methods

In the present study, the governing equations are discretized by the finite volume method on the full staggered grids in boundary fitted coordinates system. The velocities of the flow are defined at central point of the grid's surface, while the pressure p, density function Φ, turbulence energy k and turbulence energy dissipation ε rate are defined at the center point of the grid.

To discretize the advection terms in the equations of motion, the QUICK scheme is adopted, and the TVD-MUSCL method is used to discretize the advection equation of Φ. For the advection terms in the k and ε equations, the Hybrid method is used. The pressure term is solved by using the HSMAC method, which is extended to curvilinear coordinates. The time progression is fully explicit, using 2nd order Adams-Bashforth method.

In addition, to prevent blurring phenomenon of the gas-liquid interface due to numerical diffusion, a volume correction method[4] is applied.

Table 1 Experimental flow conditions[5)]

Bend angle (°)	90	Diameter of sand d (mm)	0.6
Width B (cm)	20	Flow rate Q (l/s)	4
Radius of curvature r (cm)	60	Averaged depth h (cm)	4

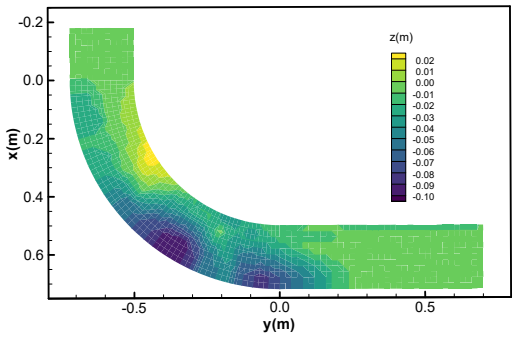


Fig. 1 Topography of experimental riverbed[5)]

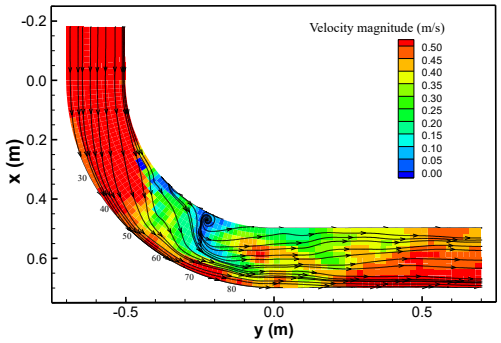


Fig. 2 Depth averaged velocity contour and streamlines

4. Applications

Initially, the model is utilized to the experiments conducted by Hinokidani et al[5)], to examine the reproducibility of the flow fields in curved open channel with terrain, including the velocity distributions and water surface profiles. Experimental condition is shown in Table 1. Fig.1 shows topography of experimental riverbed used for the numerical simulation and Fig. 2 shows depth averaged velocity counter and streamlines. As depicted in Fig. 2, a separation zone was observed from the 40° to 70° sections at the inner bank, and the mainstream converged to the outer bank from the 50° to 80° sections, where the maximum scouring occurred. In contrast, downstream of the 70° section, the flow diverged towards the inner bank. The numerical model was able to accurately simulate this flow pattern in the experiment.

Second, the numerical model is applied to the experiment of lateral intrusion process of water in porous media under constant water level by Ghimire et al[6)]. Fig. 3 shows the schematic diagram of experiment and Fig. 4 shows the result of seepage flow fields, with hydraulic conductivity K=0.01m/s, volume fraction in the solid phase c=0.6 and constant inlet water level h_0=0.085m. Seepage flows to the downstream side can be simulated reasonably.

5. Conclusions

In this study, a Reynolds-averaged Navier-Stokes (RANS) model coupled with the porous media approach and the density function method in generalized curvilinear coordinate system is developed to accurately capture complex boundary conditions and simulate both surface and seepage flow. The model is applied to experimental curved open channel flows and permeation processes through porous media, and the results demonstrate that the model can reasonably predict the flow structures and infiltration process.

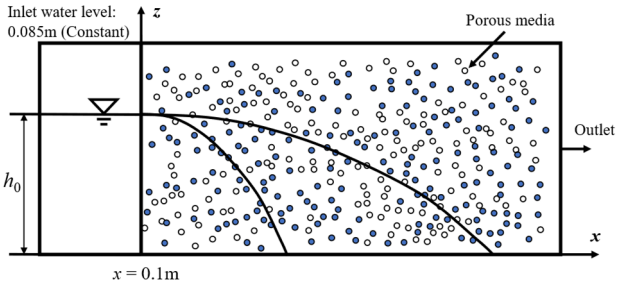


Fig. 3 Schematic diagram of flow domain[6)]

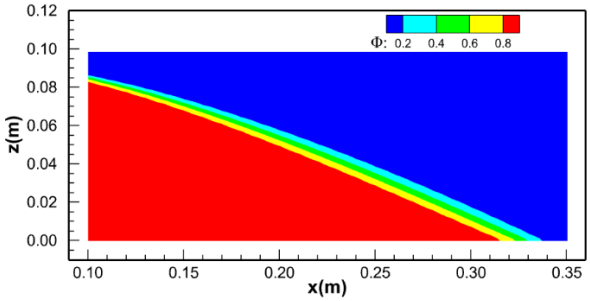


Fig. 4 Flow fields for t =10s

Acknowledgments

This work was supported by JSPS KAKENHI Grant Number 21K04272.

References

1) Kajikawa, Y. and Hinokidani, O.: 3-D numerical simulation of flow in curved channel with small width-to-depth ratio when dune developed, *Annual Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 53, pp. 883-888, 2009. (in Japanese)
2) Onda, S., Hosoda, T., Jacimovic, M, N. and Kimura, I.: Numerical modelling of simultaneous overtopping and seepage flow with application to dike breaching, *Journal of Hydraulic Research*, Vol. 57, No. 1, pp. 13-25, 2019.
3) Pang, Q. and Onda, S.: 3D numerical simulation of lateral overtopping flows in curved channel using boundary fitted coordinate system, *Journal of JSCE*, Vol. 11, No. 2, 22-15049, 2023.
4) Asai, K. and Tsubogo, K.: Study on volume correction method for free surface flow analysis using density function method, *Journal of Japan Society of Civil Engineers*, *Ser. B*, Vol. 62, No. 1, pp. I_122-I_127, 2006. (in Japanese)
5) Hinokidani, O., Michiue, M. and Kawai, S.: Experimental study on bed variation and sand waves in curved channel, *Annual Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 42, pp. 979-984, 1998. (in Japanese)
6) Ghimire, B., Hosoda, T. and Nakashima, S.: An investigation on lateral intusion process of water into porous media under different upstream boundary conditions, *Journal of applied mechanics*, Vol. 10, pp. 839-846, 2007.

階層型直交格子を用いた VOF 法による自由表面流れの解析（シンポジウム講演概要）

Free Surface Analysis by a VOF Method using Hierarchical Cartesian Grids (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

吉村　英人（岐阜大・工）　　藤田　一郎（建設工学研究所）
Hideto YOSHIMURA, Gifu University
Ichiro FUJITA, Construction Engineering Research Institute
E-mail: yoshimura.hideto.g1@f.gifu-u.ac.jp

A Volume of Fluid method (VOF) is applied to Building-Cube Method (BCM) to efficiently calculate the free surface flow in rivers and flooded areas with complex topography and structures. The result of validation using a two-dimensional dam break shows that the VOF method can be applied to the BCM grid with the same accuracy as a uniform grid.

１．はじめに

河川やそれらを含む氾濫域の流れの解析には 1 次元や平面 2 次元の解析モデルが用いられることが多い．これらは広域の流れを効率的に解析することができる一方で，3 次元的な流れや形状を考慮することは難しい．また，比較的時空間スケールの大きい流れの予測を目的としているため，橋脚や堤防など河川構造物周りの局所的な流れの予測には適していない．3 次元解析を行うことでこれらの課題に対応できると考えられるが，複雑な地形や構造物を有する自由表面流れに対して，メッシュ作成や計算コストを含めて効率的に実施できる方法が必要である．

近年，航空やものづくりの分野では複雑形状周りの流れを効率的に計算するため，階層型直交格子の活用が進んでいる．中でも BCM (Building-Cube Method)[1]は並列計算時の負荷分散が均一になり高いスケーラビリティを有するため，適用事例も多い．また，壁面や任意の領域に対する格子の細分化が容易であるため，河川・氾濫域の 3 次元解析にも有効に利用できると考えられる．

本研究では河川･氾濫域の 3 次元解析への活用を目的に，BCM を用いた自由表面流れの解析を試みる．

２．数値計算手法

本研究では著者ら [2]が開発した自由表面開水路乱流場予測のための数値計算コードを BCM へ拡張させる．支配方程式は非圧縮性流体の連続の式と Navier–Stokes 方程式であり液相のみを対象とする単相モデルである．液相体積率とその分布からセルを流体セル，表面セル，空セル，固体セルに分類し，このうち流体セルおよび表面セルを液相領域として定め，表面セルでは応力ゼロとなるように速度と圧力の境界条件を与える．スタガード格子による有限差分法で離散化し，二次精度中心差分を用いる．時間離散化には移流項に二次精度 Adams–Bashforth 法，粘性項に Crank–Nicolson 法をそれぞれ用い，速度と圧力のカップリングは Fractional Step 法で行う．気液界面は VOF（Volume of Fluid）法により補足するが，界面の再構築手法は代数型の CICSAM (Compressive Interface Schemes for Arbitrary Meshes) [3] から幾何型の PLIC (Piecewise Linear Interpolation Calculation)[4]に改める．これは後述するように Cube 接続面での液相フラックスを正しく求めるためである． なお，PLIC では気液界面を液相体積率と界面法線ベクトル (n_x, n_y, n_z)から$n_x x + n_y y + n_z z = \alpha$（$\alpha$は定数）で近似する．

３．Building Cube Method

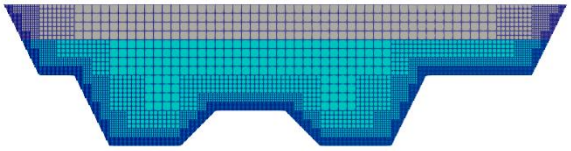


Fig. 1 An example of a BCM mesh for a cross-section of a river channel. Cyan cells show a liquid-phase region.

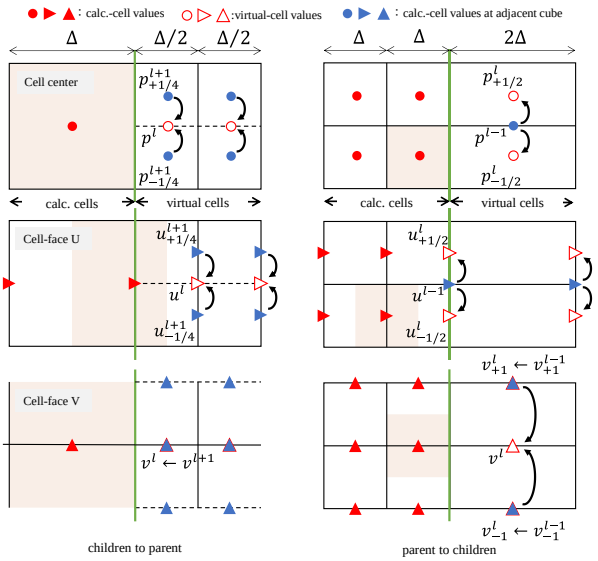


Fig. 2 Interpolation of variables on a staggered alinement at cube interface.

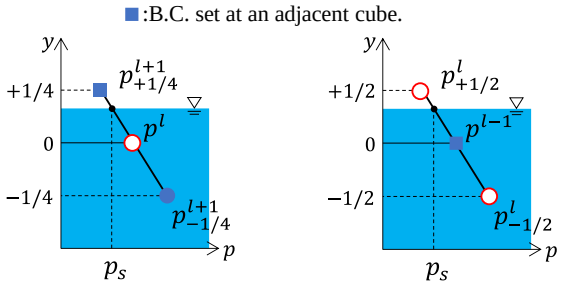
３．１ Cube の設定

BCM では同数のセルを有する立方体の Cube を階層的に配置することで計算格子を作成する．Cube のサイズはレベルで表し，最も大きい Cube のレベルを 0 とすると，レベルlでの格子サイズは$\Delta^l = \Delta^0/2^l$となる．Cube は 3 次元の場合，通常一回の細分化で 8 個に分割されるが，河川や氾濫域の計算では平面的な広がりが大きくなることも多いため，2 次元の分割すなわち 1 回で 4 個への分割も可能とする．また，ルート Cube の与え方としてシングルルートとマルチルートの 2 通りが考えられるが，格子の細分化を柔軟に行えるようにマルチルートを採用する．Fig. 1 に河道断面に対して作成した格子を例として示す．

３．２ Cube 間における物理量の交換と補間

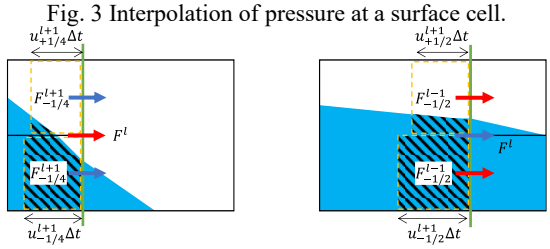
BCM では隣接 Cube 間で物理量の交換を行うが，Cube の

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会



(a) children to parent (b) parent to children

Fig. 3 Interpolation of pressure at a surface cell.



(a) children to parent (b) parent to children

Fig. 4 Calculation of liquid fluxes across a refined cell face.

レベルが異なる場合には物理量の補間が必要となる．本研究ではスタガード格子を用いているため，各物理量の定義位置（セル中心：圧力，セル界面：流速 3 成分）により補間処理が異なる．また，気液界面を含む表面セルでは特別な取り扱いが必要となる．

Fig. 2 にスタガード格子における物理量の交換と補間処理を示す．処理は隣接 Cube に重なる仮想セルで行われるが，仮想セルの格子幅は隣接 Cube と同じ格子幅（隣接 Cube が子 Cube の場合は 1/2 倍，親 Cube の場合は 2 倍）で設定する．セル中心およびセル界面Uの場合，子から親へは 1 次線形補間$q^l = (q^{l+1}_{-1/4} + q^{l+1}_{+1/4})/2$，親から子へは 0 次補間$q^l_{-1/4} = q^l_{+1/4} = q^{l-1}$で与える．セル界面$V$の場合，子から親では同じ位置の値をそのままコピーする（$q^l = q^{l+1}$）．親から子では同じ位置の値はそのままコピーし（$q^l_{-1/2} = q^{l-1}_{-1/2}$，$q^l_{+1/2} = q^{l-1}_{+1/2}$），定義点がない場合は 1 次線形補間$q^l = (q^{l-1}_{-1/4} + q^{l-1}_{+1/4})/2$で与える．

単相モデルの VOF 法では表面セルで圧力境界条件を与える必要があるが，著者ら[2]の場合，気液界面で$p_s = 0$となるように隣接する流体セルから外挿している．表面セルでの圧力の設定は自由表面の運動を決めるうえでも重要であるため，Cube 間での補間後も$p_s = 0$が維持されるようにするべきである．Fig. 3 に表面セルを含む場合の圧力の補間処理を示す．子から親への場合，子の表面セルの圧力は既に$p_s = 0$を満たすように設定されているため，通常と同じく 1 次線形補間で与えれば良い．一方，親から子への場合は 0 次補間で与えると$p_s = 0$を満たさなくなってしまうため，$p^l_{\pm 1/2} = p^{l-1} \pm (dp/dy)^{l-1}_{-1/2}$として与えることとした．

3.3 Cube 接続面にける液相フラックスの計算

VOF 法ではセル界面での液相フラックスが必要となるが，Cube 接続面で液相フラックスの補間を行うと気液界面がなまるため，本研究では隣接 Cube の液相体積率から PLIC により直接求める．子から親への場合は各子セルのセル界面で求めた液相フラックスの合計$F^l = F^{l+1}_{-1/4} + F^{l+1}_{+1/4}$を親セルのセル界面に与える（Fig. 4a）．一方，親から子への場合は各子セルのセル界面において親セルの液相体積率とαから液相フラックスをそれぞれ求める（Fig. 4b）．

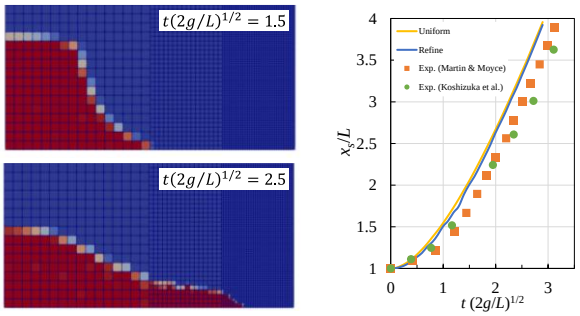


Fig. 5 A result of a benchmark test: snapshots of dam break, right (left) and time history of the surface front (right).

4．ダムブレイク解析

本手法の検証として 2 次元のダムブレイク解析[5, 6]を行った．代表長さ$L = 0.146$ m，$4L \times 4L$の水槽を模擬した計算領域において，水槽左端に初期条件として与える$L \times 2L$の水柱が崩壊する様子を解析する．重力加速度$g = 9.81$ m/s^2，動粘性係数$\nu = 1.0 \times 10^{-6}$ m^2/s とし，壁面はすべてスリップ条件を与えた．解析は$\Delta_x = \Delta_y = L/32$の等間隔格子を用いたケースと左側壁面で$\Delta_x = \Delta_y = L/8$，右側壁面で$\Delta_x = \Delta_y = L/32$となるように細分化した格子を用いたケースで行った．得られた結果として細分化したケースの崩壊時のスナップショットと水柱先端位置x_sの履歴を実験結果[5, 6]と併せて Fig. 5 に示す．格子を細分化した場合でも液相体積率の移流が正しく行えていることが確認できる．また，水柱の先端位置は細分化するにつれて両ケースで一致する結果が得られている．

5．おわりに

本研究では複雑な地形や構造物を有する自由表面流れの解析を効率的に行うことを目的に，BCM への VOF 法の適用を試みた．スタガード格子における Cube 間での物理量の補間処理や単相モデルにおける表面セルでの圧力の補間処理，Cube 接続面における VOF 法の液相フラックスの評価方法について示した．2 次元ダムブレイクによる検証解析では階層型格子を用いた場合でも等間隔格子と同じ精度で解析が可能であることを示した．今後は乱流モデル等も含めて実河川の解析に適用させていく．

参考文献

1) K, Nakahashi: Building-Cube Method for Flow Problems with Broadband Characteristic Length, *Computational Fluid Dynamics 2002*, Springer Berlin Heidelberg, pp. 77–81, 2003.
2) H. Yoshimura and I. Fujita: Investigation of free-surface dynamics in an open channel flow, *J. Hydraul. Res.*, 58(2), pp.231–247, 2020.
3) O. Ubbink and R.I. Issa: A method for capturing sharp fluid interfaces on arbitrary meshes, *J. Comput. Phys.*, 153, pp.26–50, 1999.
4) R. Scardvelli and S. Zaleski: Analytical Relations Connecting Linear Interface and Volume Functions in Rectangular Grids, *J. Comp. Phys.*, 164, pp.228–237, 2000.
5) J.C. Martin and W. J. Moyce: An experimental study of the collapse of liquid columns on a rigid horizontal plane, *Philos. Trans. R. Soc. A*, 244, pp.312–324, 1952.
6) S. Koshizuka, H. Tamano and Y. Oka: A particle method for incompressible viscous flow with fluid fragmentation, *Comput. Fluid Dyn. J.*, 4, pp.29–46, 1995.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

矩形容器からの溢流を伴う地震時スロッシング実験の再現計算と溢水量に関する簡易評価法の適用性検証（シンポジウム講演概要）

Validation of Estimating Method for Spilled Water Amount From a Rectangular Tank Based on Numerical Simulations of Seismically-induced Sloshing Flow (Proceedings of Symposium on Applied Mechanics)

豊田　幸宏（電力中央研究所）
Yukihiro TOYODA, Central Research Institute of Electric Power Industry
E-mail: toyoda@criepi.denken.or.jp

The numerical simulations of overflow due to seismically-induced slosing from a liquid-filled rectangular tank were preformed by using OpenFOAM. The grid refinement study was conducted, and the accuracy of the 2-D simulation models were checked against the experimental results. The finer mesh modelswell simulated the observed spilled water amount from the tank. Futhermore, the simplified estimation method of the spilled water amount is proposed. The estimation results were presented for three types of observed earthquake motions, and the applicability of the method to this specific problem is discussed. As a result, it is confirmed that the esimation method could evaluate the spilled water amount with sufficient accuracy.

１．はじめに

原子力発電所をはじめとするプラント施設には，多種・多様な液体貯槽が存在し，それらが長周期成分を多く含む地震動を受けると内容液が揺動（スロッシング）する．地震動入力レベルの大きさに応じて波高がさらに増大すると，貯槽上部から溢水が生じることがある．貯槽内容液の溢水は，設計超過事象の１つに相当し，当該事象に対する適切な溢水評価法を用意しておくことは，周辺施設の安全機能に対する影響評価を行う上で重要なことである．

現行のタンク耐震設計基準に定められたスロッシング応答評価法では，入力地震動の応答スペクトルから速度ポテンシャル理論に基づき最大波高を算出するものであり，溢水評価まで踏み込んだ内容とはなってはいない．また，実務における溢水評価では，相当な時間と労力を要する 3 次元の数値流体計算を直ちに実施するのではなく，事前の目安を得るため，概略の評価値を求めておくことがある．溢水量の概略算定法に関しては，円筒貯槽や矩形容器を対象とした既往事例 [1), 2)]は，いくつか見受けられるものの，それらの適用性について十分に検証されたものとは言い難い．

そこで本研究では，著者が提案する地震時スロッシング時の溢水量を簡易に評価する手法の適用性を数値流体計算に基づき検証することを目的とするものである．このため，まず数値流体計算コードを用いて，溢水量評価を目的とした既往実験結果 [3)]の再現計算を行い，CFD モデルのキャリブレーションを実施する．その上で現行の耐震設計基準との整合性を勘案し，速度ポテンシャル理論に基づく最大波高をパラメータとした溢水量算定フローを提案する．さらに，複数の観測地震動を用いて CFD モデルとの比較を通じて提案法の適用性を評価する．

２．既往スロッシング実験の再現計算

（１）計算対象とする既往実験の概要

計算対象とした矩形タンク模型を Fig.1 左側に示す。同タンクは、内容液を貯留する内側水槽（2m×1.5m×0.5m）と内側水槽からの溢水を貯留する外側水槽（4m×2m×0.5m）から成る．内側水槽には，上端から 0.05m 下がりの高さ（水槽底面から 1.45m）まで水が満たされ，観測地震波を用いた振動台実験 [3)]（入力波:2003 年十勝沖地震 K-NET 苫小牧観測記録 NS 成分）が行われた．当該実験では自由液面水位，内側水槽側壁に作用する動水圧等が計測された．

（２）計算方法

本計算では，オープンソースコード OpenFOAM-v2006 を用いた．本計算を実施するにあたり，同コードに標準実装された非圧縮性多相流体解析ソルバーinterFoam を用いて 2 次元計算を実施した．Fig.1 右側に等方格子サイズ 0.04×0.04m（総セル数：3,846）で分割した例を示す。境界条件として，内・外側水槽壁面/底面には no Slip 条件を，本計算領域外部境界には自由流出条件を課した。本計算では，空間解像度の違いが溢水量に及ぼす影響を把握するため，6 種類のセルサイズ（総セル数：9 百～158 万）を有する計算モデルを作成した．これらのモデルに対して時刻歴応答計算を実施し，内側水槽内の平均水位，波高計設置位置における水位応答等を求めた．

（３）計算結果

水位時系列を Fig.2 に示す．初期水位からの低下量に内側水槽の水平方向断面積（$1m^2$=2.0m×0.5m）を乗じると溢水量となる．同図上段の平均水位応答に着目すると、セルサイズ 0.02m 以下で分割した数値計算モデルであれば，実験値 1.30m に対して計算値が 1.29m 付近にほぼ収束していることがわかる．同図下段に，波高計位置の水位応答結果として，セルサイズ 0.005m の場合を 1 例として示すが，実験結果をよく再現できていることがわかる．なお，実験値に比べ水位低下量が大きくなっている点については，数値計算モデルにおける壁境界条件や粘性効果に関し，実際の水槽壁状態や内容水の乱れとの差異が影響しているものと考えられる．

以上の結果を踏まえて，溢水量に関する簡易評価法の適用性を検証する際のリファレンスとして，より高い精度を担保しうる観点から，セルサイズ 0.005×0.005m を有する数値計算モデルを用いることとした．

３．溢水量に関する簡易評価法の提案と適用性評価

（１）提案する評価フロー

本提案法の評価フローを Fig.3 に示す．各手順の概略については，以下のとおりである．

① 入力地震動の加速度応答スペクトルを求める（応答値算定時の減衰定数を 0.5%と仮定）．
② 現行の耐震設計基準等に示されている算定式を用いてスロッシング 1 次固有周期を求めた上で，微小波

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

高を仮定した線形理論に基づき，壁面位置での最大波高を算出する．

③ 得られた最大波高から，初期水位を踏まえて側壁高さを溢流する水深（溢流水深）を求める．

④ 溢流水深だけ初期水位を下げた条件にて，②と同様に，スロッシング 1 次固有周期をあらためて求めた上で，壁面位置での最大波高を再度算出し溢流水深を求める．

⑤ 溢流水深があらかじめ設定したトレランス（ここでは，10^{-4} に設定）以下になるまで②～④を繰り返す．

⑥ トレランス以下となった初期水位を用いて、当初の初期水位からの低下量を求め，それに水槽の水平断面積を乗じることにより溢水量を得る．

（２）適用性評価

前述の既往振動台実験にて用いられた入力波に加えて、2 つの観測地震波（El Centro 1940 EW 波，東北 1978 NS 波）を入手し[4]，CFD 計算ならびに簡易評価を実施した．Fig.4 に CFD 計算結果と本提案法による評価結果を比較したものを示す．同図に示すように，本提案法による溢水量は，一様に CFD 計算によるものより大きめの傾向にあることがわかる．このような結果となった主たる要因は、実際の溢流ではスロッシング波頭が崩れ微小波高の仮定が成立しなくなるのに対し，本提案法では線形理論を用いていることから、スロッシング波頭の崩れ等の非線形性を考慮していない点を指摘することができる．

なお，円筒貯槽内容液の最大液面上昇量に着目した既往事例[5]によれば，線形理論にて評価した最大液面上昇量は，室内実験にて測定された値より小さい傾向となること等が報告されている．スロッシング波高の振幅依存性についてはよく知られた事実であり，本提案法の適用範囲を見極めるため，今回用いた入力波振幅を数値実験的に大きくした条件や異なる初期水位条件での評価等が必要である．

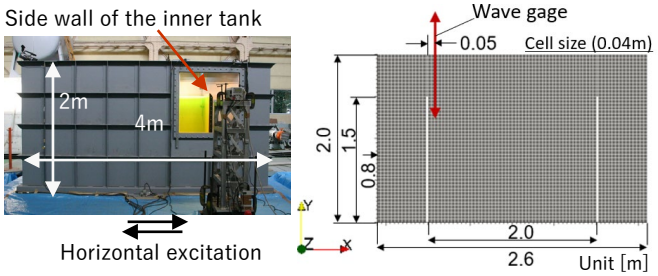


Fig.1 Photo ot the test tank (left) and numerical model (right)

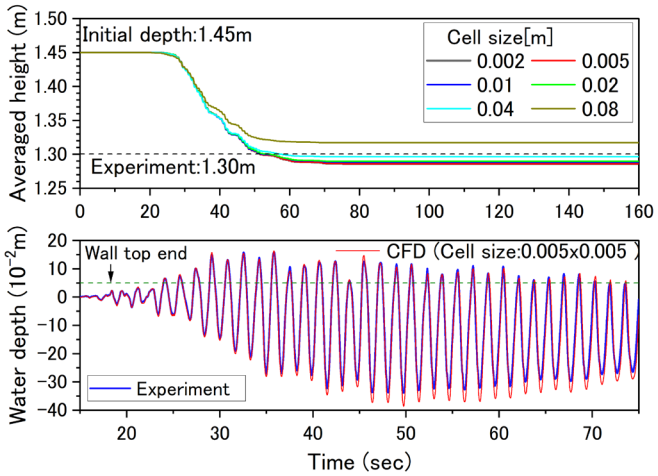


Fig.2 Time evolutions of the average height and water depth

４．まとめと今後の展開

既往スロッシング実験の再現計算を CFD コードにより実施し、2 次元 CFD モデルのキャリブレーションを行うとともに，溢水量に関する簡易評価法の適用性を CFD 計算結果との比較を通じて評価した．今後は，提案法のさらなる適用性検証と 3 次元体系への拡張を図っていく予定である．

参考文献

1) 西晴樹ら:石油タンクのスロッシングによる溢流量の算定, 圧力技術，第 46 巻 5 号，pp.2-10., 2008.
2) 高原弘樹ら:二次元スロッシンにおける波高を用いた溢水量の推定法，日本機械学会 D&D 2021, 615, 2021.9.
3) 酒井理哉ら:溢流を伴う矩形水槽の非線形スロッシング評価, 構造工学論文集，Vol.53A, pp.597-604., 2007.3.
4) 一般社団法人建築性能基準推進協会:代表的な観測地震波（加速度データ）の頒布について，https://www.seinokyo.jp/jsh/top/（参照 2023.2.27）
5) 吉原浩ら:円筒貯槽のスロッシングに関する研究－速度応答スペクトル法の適用範囲についての検討－，消防研究所技術資料第 17 号，pp.1-12，昭和 61 年 3 月．

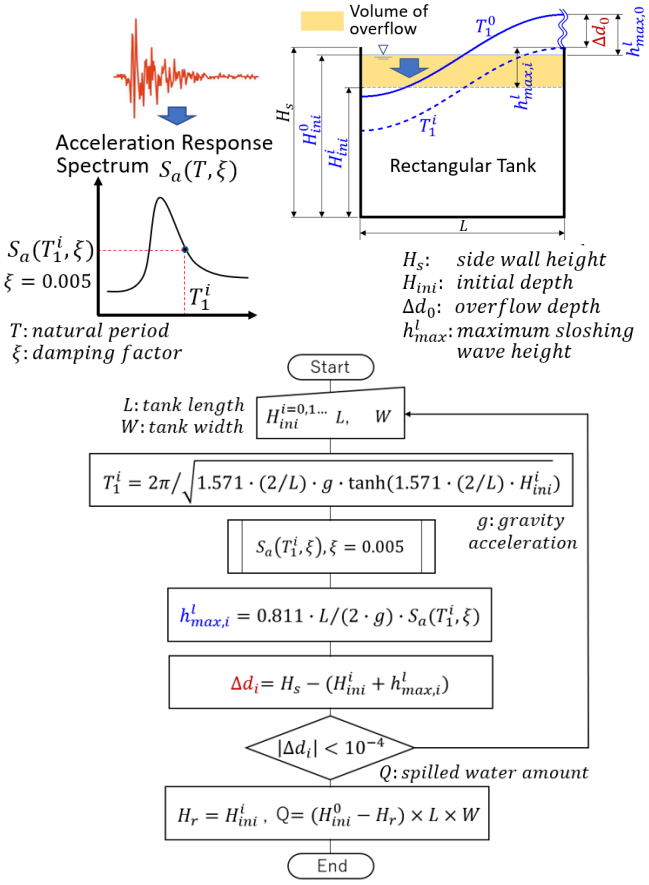


Fig.3 Diagram of estimating method for spilled water amount

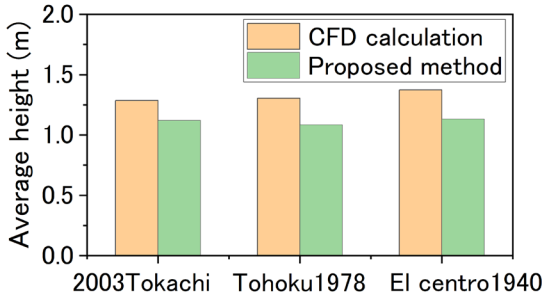


Fig.4 Comparison of the estimated average water height

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 Kitada[1], Ichiro Dote[1], Takahiro Kurokawa[1], Toshio Matsumura[2], Masaaki Nakamura[2], Junji Kato[3]（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 Kanno[1]（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 Tsuji[1], Yusuke Saeki[1], Mitsuteru Asai[1]（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 Morita[1], Masashi Mouri[1], Riccardo Fincato[2], Seiichiro Tsutsumi[2]（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 Aono[1], Tetsuo Okuno[1]（1. Shimizu Corporation）

4:30 PM - 4:45 PM

©Applied Mechanics Committee, JSCE

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ている．加えて，大型化も進み橋梁のアクセサリ製品に適用できる大きさの製作も可能となってきた[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（球状黒鉛鋳鉄）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，どの様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

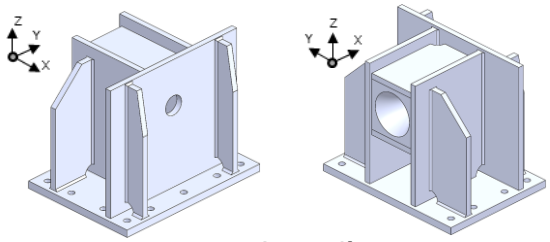


Fig. 1 Current Shape

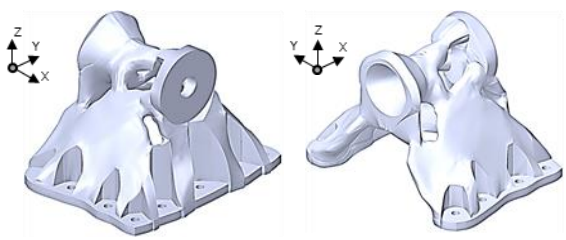


Fig. 2 Optimized Shape (A)

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

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

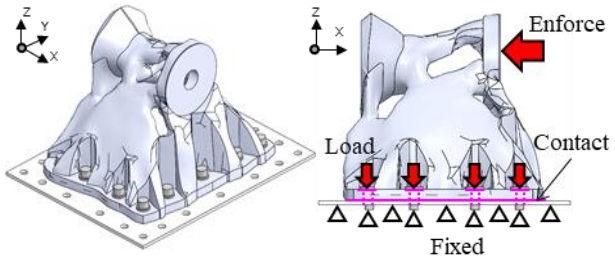


Fig. 3　Analysis Model and Analysis Conditions

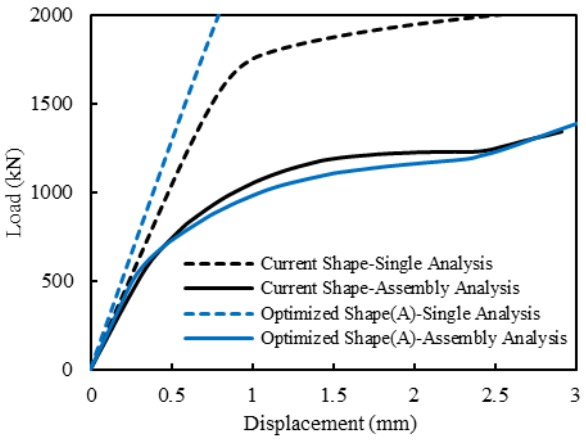


Fig. 4　Load-Displacement Diagram
(Current Shape, Optimized Shape (A))

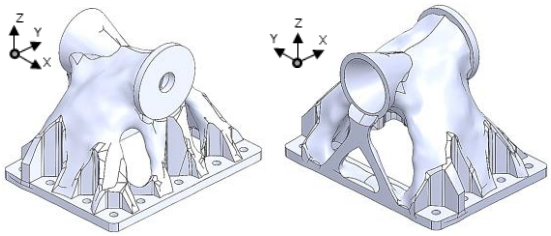


Fig. 5　Optimized Shape (B)

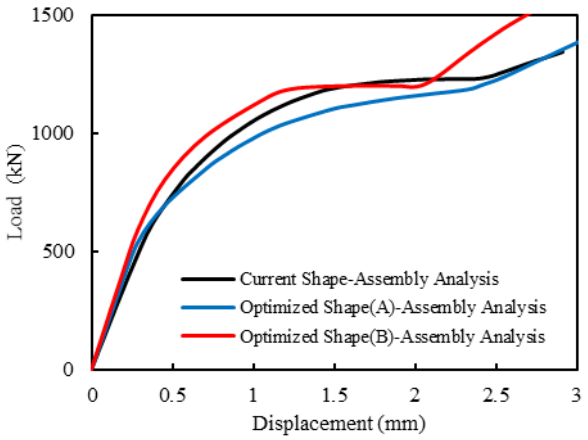


Fig. 6　Load-Displacement Diagram
(Current Shape, Optimized Shape (A), (B))

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・構造工学研究会，2023.
3)　北田幸夫，黒川貴大，長﨑怜，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.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

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．

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

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．

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

ここで，

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

$$\left. + \frac{2(2\tau^2-\delta_1)^{1/2}\tau(\tau^2-1)H(t-z/c_s)}{(2\tau^2-1)^2 - 4(\tau^2-1)\tau(\tau^2-\delta_1)^{1/2}}\right], \tag{3}$$

$$\tau = c_s t/z, \varepsilon = \left(c_s/c_p\right)^2, \delta_1 = 1-\varepsilon, \delta_2 = 1-2\varepsilon. \tag{4}$$

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とり，逆積分解を近似した．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．

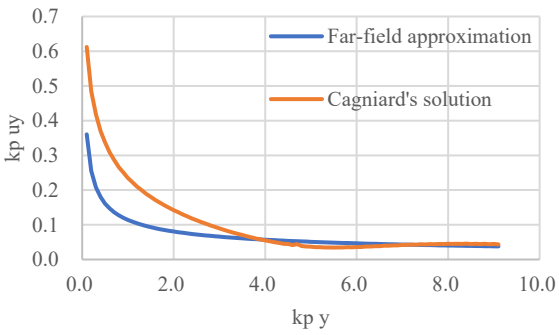


Fig. 1 Accuracy of steepest descent under 2-D condition.

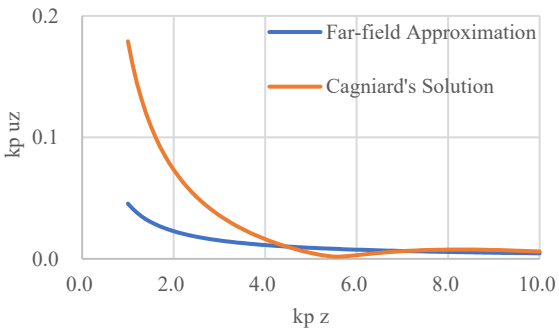


Fig. 2 Accuracy of steepest descent under axial symmetry.

Ewing 他 [5)]は，2 次元問題について，逆積分解の積分路を 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．

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

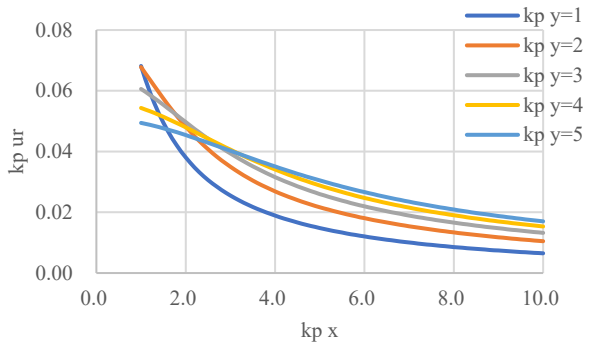


Fig. 3 P wave amplitude approximation by steepest descent.

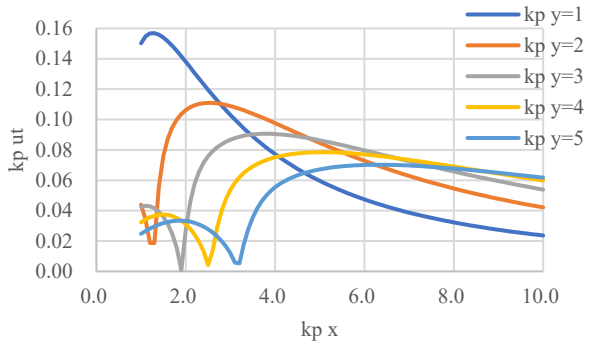


Fig. 4 SV wave amplitude approximation by steepest descent.

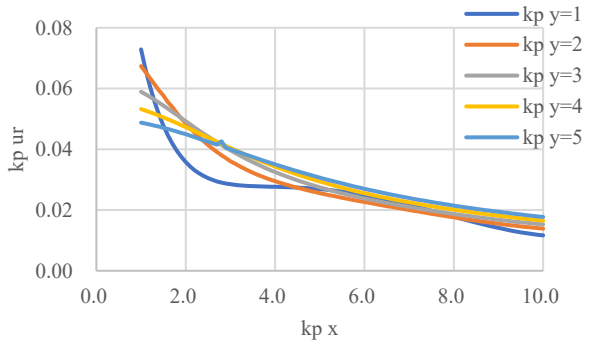


Fig. 5 P wave approximation by Ewing's scheme.

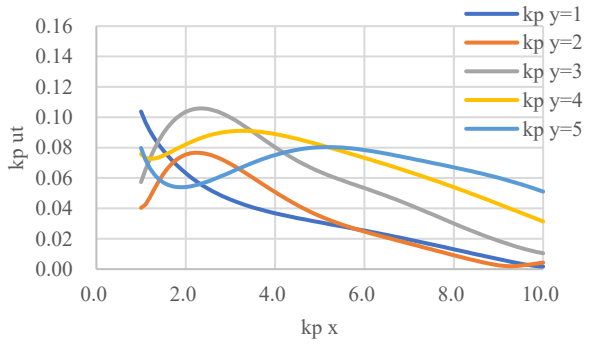


Fig. 6 SV wave approximation by Ewing's scheme.

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．

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

ここで，$\mathcal{C}_\nu(X,\theta) = J_\nu(X)\cos\nu\theta$, $\mathcal{A}_\nu = \beta_\nu + \alpha_\nu \dfrac{\partial}{\partial\nu}$. (6)

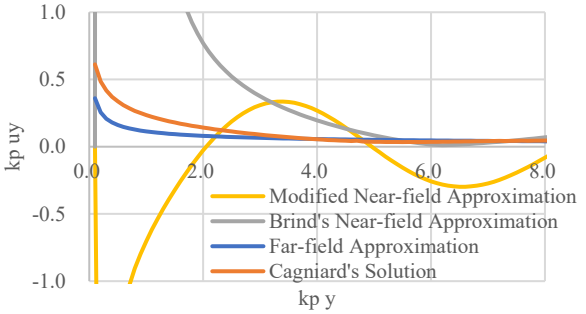


Fig. 7 P wave amplitude approximation by Brind's scheme.

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.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

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種である 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=20cm の短矢板，(b)根入長 D=40cm の長矢板，(c)二重長矢板，(d)コの字型矢板）．

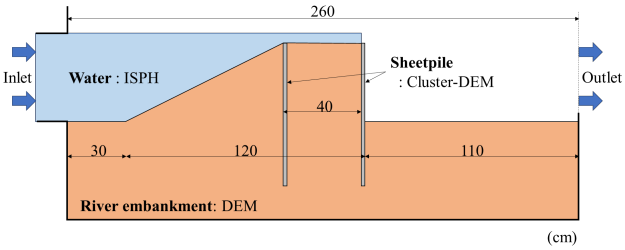
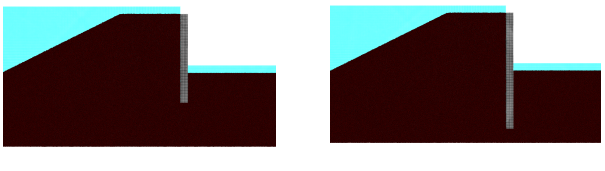
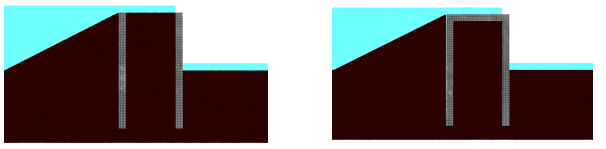


Fig.1 Schematic diagram of erosion simulation



(a)Short sheet pile (D=20cm)　(b)Long sheet pile (D=40cm)



(c)Double sheet pile (D=40cm)　(d)U-shaped sheet pile (D=40cm)

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

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

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．

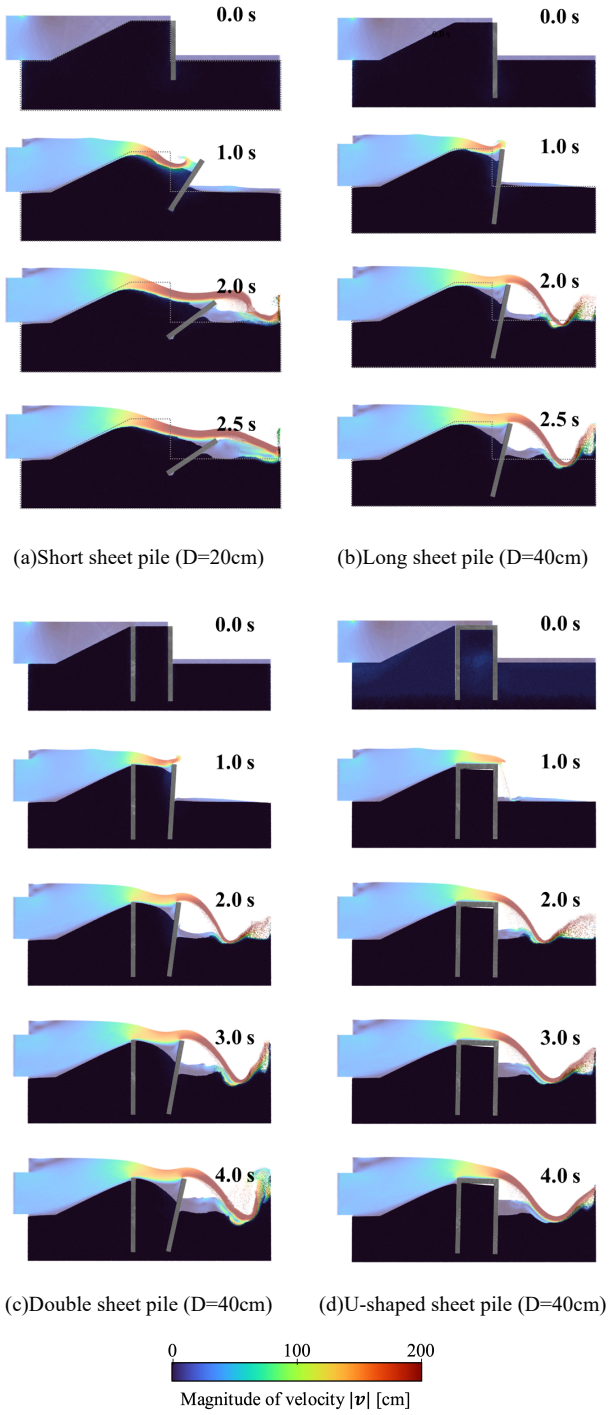


Fig.3 Results of 3D ISPH-DEM simulation

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/kasenryuuiki/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.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

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 model[1)] 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 [1)]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の連続挙動として評価する手法 [2)]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 FGHAZ（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．

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

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

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=0.2～0.5mm）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．

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_w} = 1 - 4.1\times10^{-4}\sigma_m - 1.6\times10^{-7}\sigma_m^2 \qquad (3)$$

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．

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

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

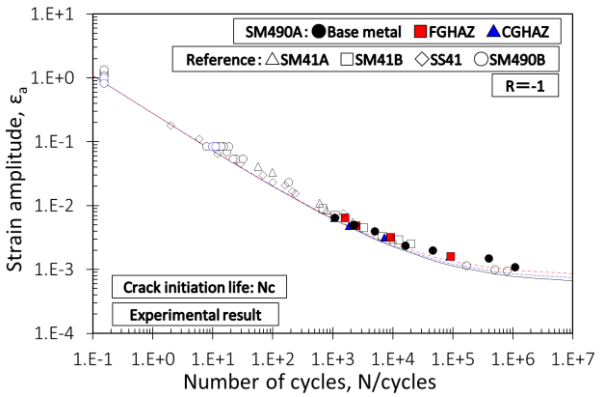


Fig. 1 S-N relations of SM490A and proposed equations of fatigue life. (Crack initiation life: N_c)

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

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の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．

$$\frac{da}{dN} = \frac{\Delta a}{N_c} \qquad (5)$$

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Δa＝129mm，FGHAZ はΔa＝157mm，CGHAZ はΔa＝133mm 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=0.20mm/0.50mm）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=0.20mm/拘束応力あり）を示す．亀裂の発生が予測されるビード止端部近傍における最小要素サイズは 50μm 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 50μm 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=0.50mm の方が亀裂長さ 1mm 時点における疲労寿命は 2 倍以上大きくなっていることが確認される．

Table 1　Model names for each case

		Angular distortion	
		Yes	No
Weld toe radius	r=0.20mm	R0.20-AD	R0.20-NoAD
	r=0.50mm	R0.50-AD	R0.50-NoAD

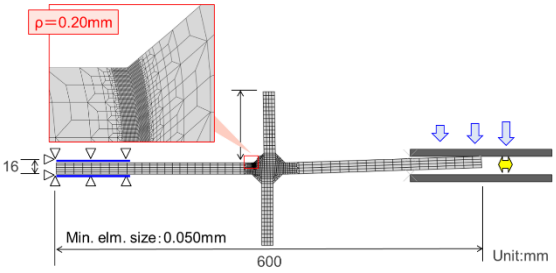


Fig.1 FE model and boundary condition.

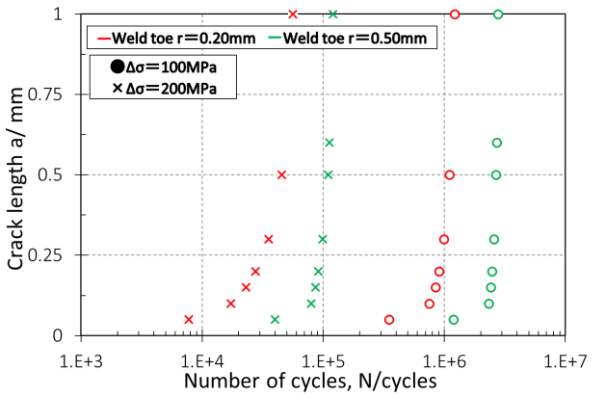


Fig.2 *a-N* relation

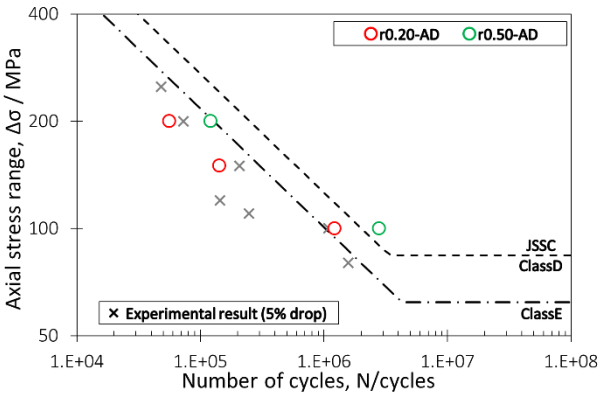


Fig.3　*S-N* relation

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.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

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_r^{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(σ_{xx} = 6.68MPa, σ_{yy} = 3.10MPa, σ_{zz} = 6.40MPa, τ_{xy} = 2.57MPa, τ_{yz}= 1.38, τ_{zx} = -0.99MPa). 原位置試験で得られた物性値を用

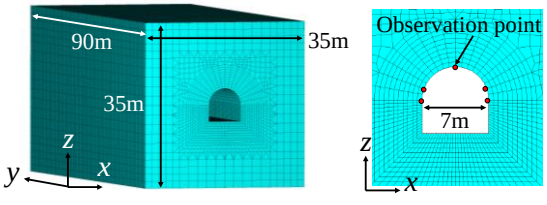


Fig. 1 Numerical model for excavation analysis.

Table 1 Physical properties of the ground.

		E	c	c_r	ϕ	ϕ_r	ε_r^{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

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

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，$c_r^{DA}>c^{DA}$，$\phi_r^{DA}>\phi^{DA}$)，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 2.0×10^{-2}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．

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 - ε_r^{ps}，ϕ_r - ε_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.

$$\Delta\varepsilon^{ps}=\frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\Delta\varepsilon_1^{ps}-\Delta\varepsilon_m^{ps})^2+(\Delta\varepsilon_2^{ps}-\Delta\varepsilon_m^{ps})^2+(\Delta\varepsilon_3^{ps}-\Delta\varepsilon_m^{ps})^2}$$

$$\Delta\varepsilon_m^{ps}=(\Delta\varepsilon_1^{ps}+\Delta\varepsilon_3^{ps})/3$$

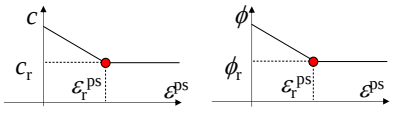
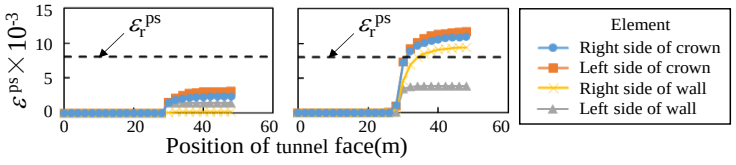


Fig. 2 Relationship between c_r, ϕ_r and ε^{ps}.



(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.

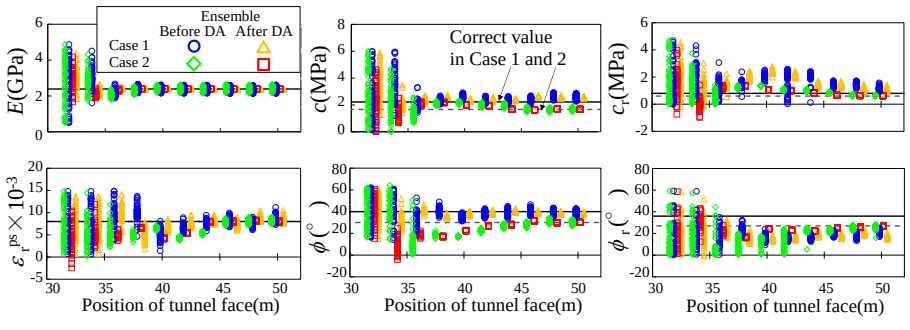
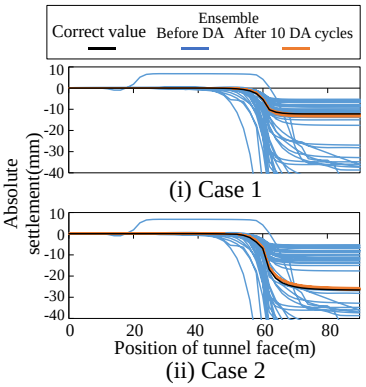


Fig. 4 Distribution of the physical properties before and after performing DA.



(i) Case 1

(ii) Case 2

Fig. 5 Predicted crown settlement at TD60m.

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㈱)

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 YANG[1], Kenta SHIBATA[1], Riku TASHIRO[1], Toshiro KUMAKURA[1], Tokuzo HOSOYAMADA[1], Minjiao LU[1] （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 Sato[1], Hara Akira[1], Shimura Tomoyuki[1] （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 Kitahara[1], Takeshi Kitahara[2], Michael Beer[3] （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 Tanaka[1], *Mao Kurumatani[1] （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 Hanyu[1], Mao kurumatani[1] （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 Watanabe[1], Kohya Iijima[1], Ryoji Yamakawa[1], Mao Kurumatani[1] （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 Sato[1], Mayuko Nishio[2] （1. University of Tsukuba, 2. Faculty of Engineering, Information and Systems, University of Tsukuba）

5:00 PM - 5:15 PM

©Applied Mechanics Committee, JSCE

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

*Yuki Fukutani[1], Hidefumi Yukawa[1], Chikako Natsumeda[1], Kazumi Matsui[1], Kazuyuki Kurata[2], Takahiro Miura[3], Arata Tsuzuki[4], Takeki Yamamoto[5], Hirofumi Sugiyama[6], Dai Watanabe[7], Xuelong Lyu[1], Takahiro Yamada[1] （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

©Applied Mechanics Committee, JSCE

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 [1)2)]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圧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

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\alpha \vec{U}\right) - \nabla \cdot \left(\alpha(1-\alpha)\overrightarrow{U_r}\right) = 0 \qquad (1)$$

運動方程式

$$\frac{\partial \left(\gamma \rho \vec{U}\right)}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\gamma \rho \vec{U}\vec{U}\right) - \nabla \cdot (\gamma \boldsymbol{T}) = -\gamma \nabla p + \gamma \rho \vec{g} + \gamma \overrightarrow{F_\sigma} - \frac{\gamma^2 \mu}{D}\vec{U} \qquad (2)$$

ここで$\overrightarrow{U_r}$は圧縮速度，γは間隙率，ρは密度，p は圧力，$\vec{U}$は流速，$\overrightarrow{F_\sigma}$は表面張力， D は透過度，$\boldsymbol{T}$ は$\mu_e\left(\nabla\vec{U} + \left(\nabla\vec{U}\right)^T\right)$で定義される応力テンソル，$\mu_e$は有効粘性係数で，粘性係数$\mu$と渦粘性係数$\mu_t$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γ=1,D=∞）．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 ㎝，高さ 5 ㎝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 ㎠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=0.25cm/s として求まった．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 ㎝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

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

Fig. 1 Photo of experimental equipment

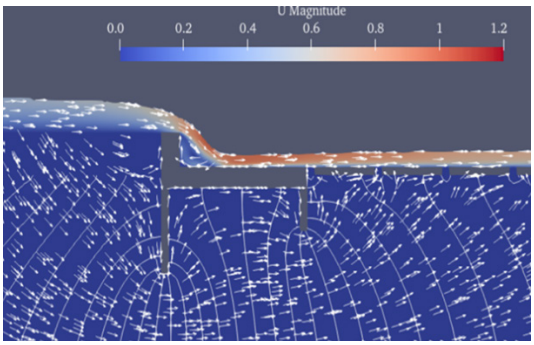


Fig. 2 Numerical results of velocities and equipotential lines

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 2 ㎝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．

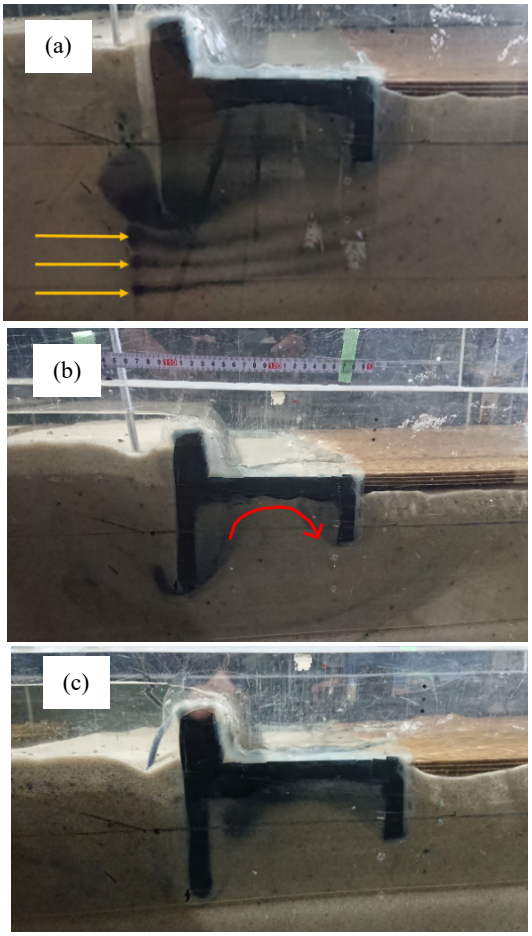


Fig. 3 photos of dye streaks

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力特性及びその安定性評価，河川技術論文集，第 26 巻.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

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．

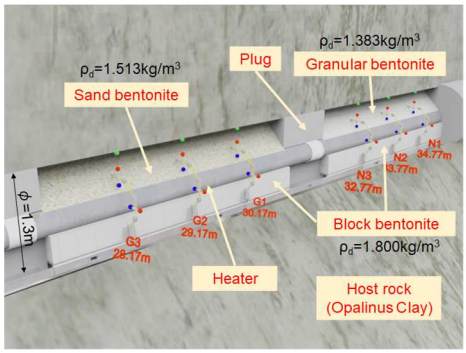


Fig. 1 Schematic layout of HE-E experiment

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 10.1[2]では，妥当性確認は，種々考えられる不確実性を定量化し，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実性の定量化と原位置試験における計測に関する不確実性の定量化を行い，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. Kuhimann 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．

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

$$\mathrm{RH}(\%) = \frac{\theta_g^w}{\left(\theta_g^w\right)_0} \cdot 100 \tag{2}$$

ここで，$\left(\theta_g^w\right)_0$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$\rho_w$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．

原位置試験の不確実性は，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実性の定量化

材料の不確実性を取り扱う場合，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 Genuchten[8]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±1 σ 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実性の定量化

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±3%の幅の矩形分布を仮定し，相対湿

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

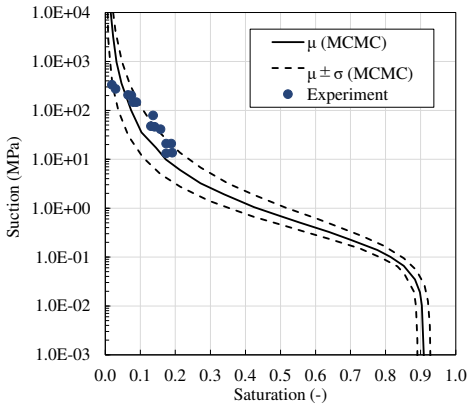


Fig. 2 Example for SWCC curve have been identified using the MCMC

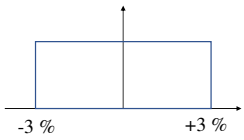


Fig. 3 Expression of uncertainty for the RH senser

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（±1σ）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．

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

ここで，$|\overline{SRQ}^{exp}|$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．

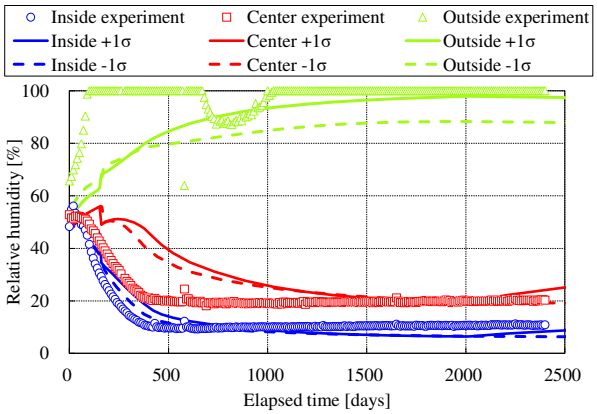


Fig. 4 Result of reproducibility on the relative humidity

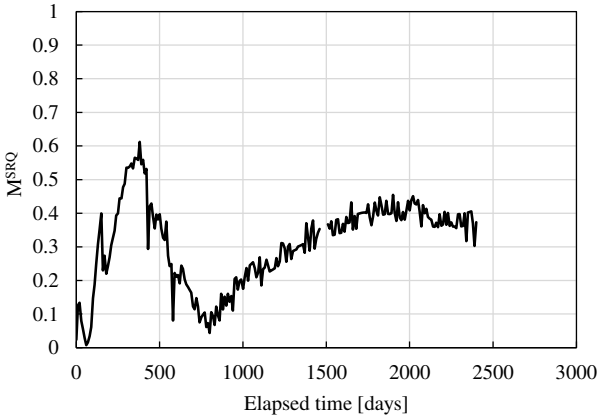


Fig. 5 Evolution of system response quantities M^{SRQ}

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 Modeliing Task Force, DECOVALEX Coupled Processes Symposium 2019, Brugg, Switzerland, The DECOVALEX 2019 Project, 18, 2019.
5) U. Kuhimann, et. al.: Inverse modelling of the HE-E experiment using iTOUGH2, Arbeitsberich, 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，関西ジオシンポジウム，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.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

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$\boldsymbol{x} = [x_1\ x_2]$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]．

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

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，およびガン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$x_i \in [\underline{x}_i\ \overline{x}_i]$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$\boldsymbol{x}$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$\boldsymbol{\mathcal{D}}$を所与とした事後分布はベイズの定理により式(2)で与えらえる．

$$P(\boldsymbol{\vartheta}|\boldsymbol{\mathcal{D}}) = P_L(\boldsymbol{\mathcal{D}}|\boldsymbol{\vartheta})P(\boldsymbol{\vartheta})/P(\boldsymbol{\mathcal{D}}) \tag{2}$$

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

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

ここに，$\mathcal{M}(\boldsymbol{x}|\boldsymbol{\vartheta})$は$\boldsymbol{\vartheta}$を所与とした$\boldsymbol{x}$の同時分布を伝播させて求まる確率的なモデル応答，$d(\mathcal{M}(\boldsymbol{x}|\boldsymbol{\vartheta}), \boldsymbol{\mathcal{D}})$は$\mathcal{M}(\boldsymbol{x}|\boldsymbol{\vartheta})$と$\boldsymbol{\mathcal{D}}$の距離，$\varepsilon$は事後分布の中心化係数である．本研究では，既報 [1]にならい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$\boldsymbol{x}$の同時分布$F(\boldsymbol{x}|\hat{\boldsymbol{\vartheta}})$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 [1]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$P(\boldsymbol{\mathcal{D}})$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 自由度のバ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,

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

$m_2 = 0.5$ kg, $m_3 = 0.3$ kg, $k_i = 5.0$ 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$k_1 \in [2.5\ 5.5]$, $k_3 \in [5.0\ 7.0]$とする．

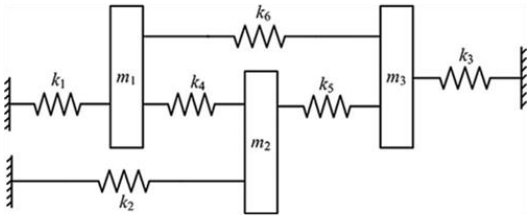


Fig.1 3-DOF spring-mass system

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，TMCMC 法で求めた各コピュラモデルの周辺尤度を Table 1 に示す．正規コピュラの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ることがわかる．ほか 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，$\boldsymbol{\vartheta}$の事後分布$P(\boldsymbol{\vartheta}|\boldsymbol{\mathcal{D}})$の平均値を事後推定値$\hat{\boldsymbol{\vartheta}}$として求め，正規コピュラのときの結果を Table 2 にまとめる．表には観測データの生成に用いた$\boldsymbol{\vartheta}$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 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える．

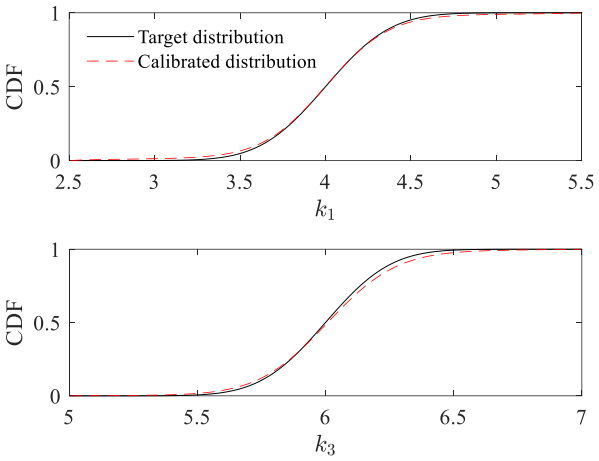


Fig.2 Calibrated marginal CDFs of k_1 and k_3

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．

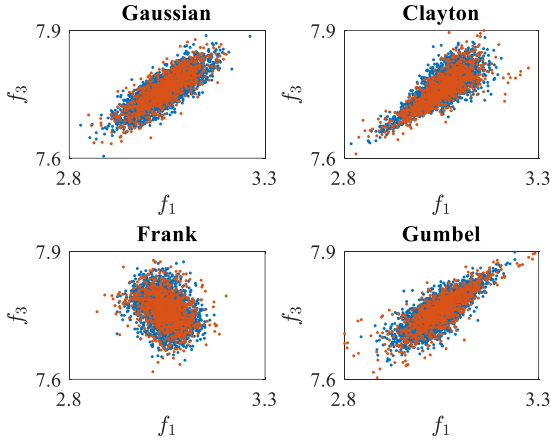


Fig.3 Relative position of the measurement data (blue) and calibrated model outputs (orange)

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

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

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 [1] 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（結合力－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．

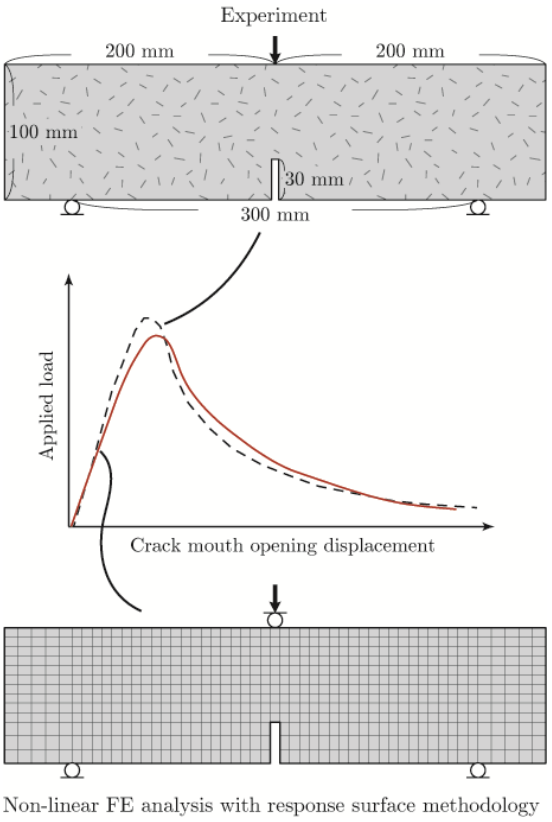


図-1 提案手法の概要

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

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

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．

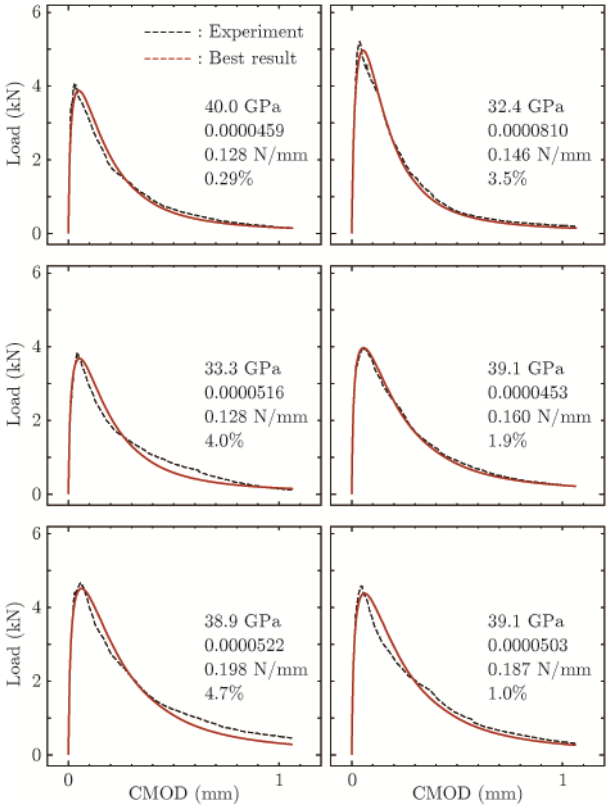


図-2　提案手法の検証例題

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) 橘高義典，内田裕市，金子佳生，閑田徹志，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.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

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 [1].

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

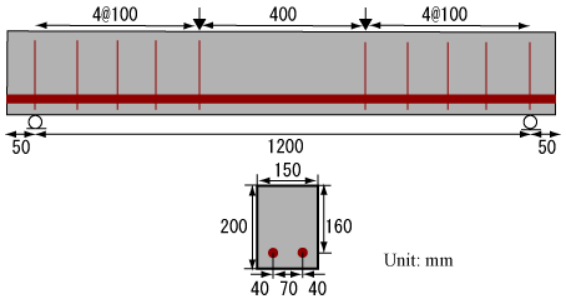
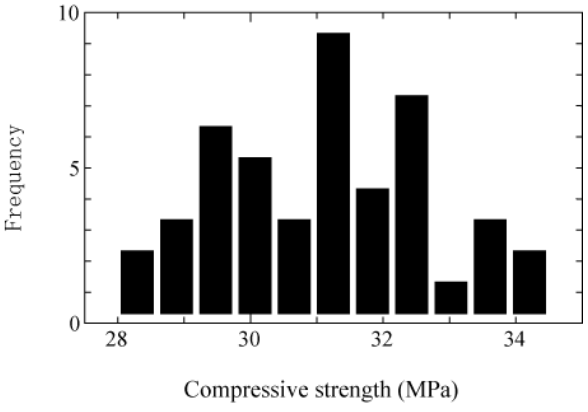


図-1 曲げ破壊型 RC はりの形状, 荷重･境界条件



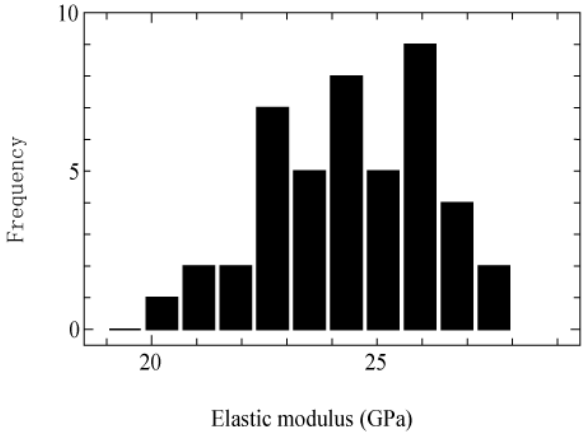


図-2 圧縮強度試験の結果

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

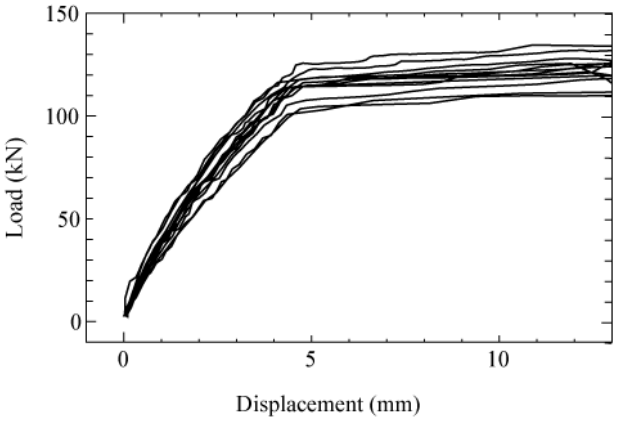


図-3 実験における荷重−変位関係

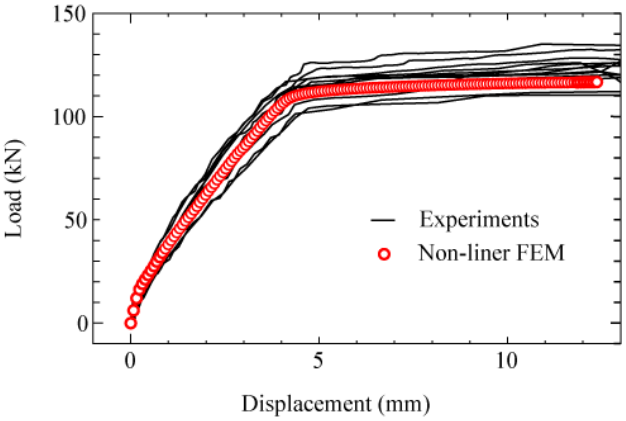


図-4 実験と解析における荷重−変位関係の比較

条件を**図-1** に示す．13 体の RC はりと 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．載荷の制御方法は，オペレータが変わることで生じ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載荷を行った．載荷の制御方法は手動で載荷を行い，試験体の状況に応じて，載荷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．

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

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

ここで，$\boldsymbol{c}$は弾性係数テンソル，$\boldsymbol{\varepsilon}$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 はりの一斉載荷実験，土木学会論文集 A2（応用力学），Vol.75，pp.I 411-I 420，2019.
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.I 263–I 271， 2018.

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

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 ISCEF[4]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]．

$$\boldsymbol{\sigma} = (1-D)\boldsymbol{c} : \boldsymbol{\varepsilon} \quad (0 \le D \le 1) \tag{1}$$

ここで，$\boldsymbol{\sigma}$ はコーシーの応力テンソル，$\boldsymbol{c}$ は弾性係数テンソル，$\boldsymbol{\varepsilon}$ 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．

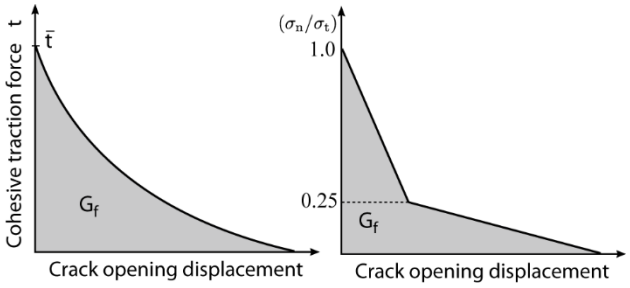


図-1　コンクリートの材料モデリング

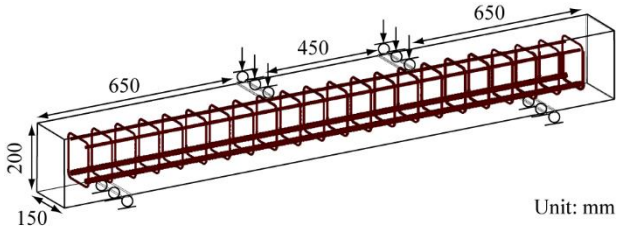


図-2　解析対象とする RC はりの形状

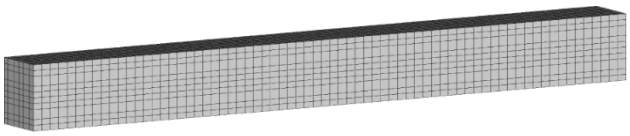


図-3　ISCEF における有限要素モデル

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

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]．

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

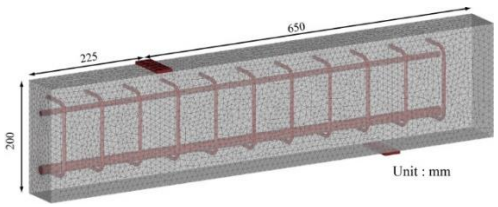


図-4　損傷モデルにおける有限要素モデル

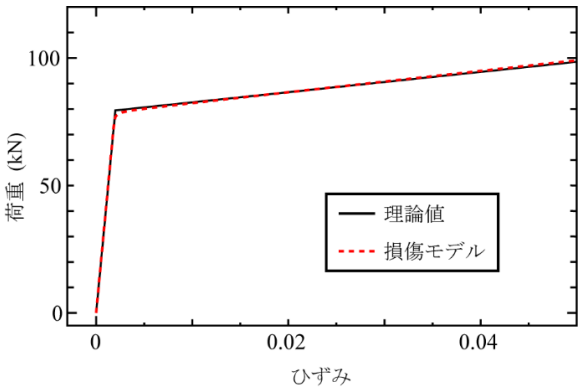


図-5　鉄筋の引張解析

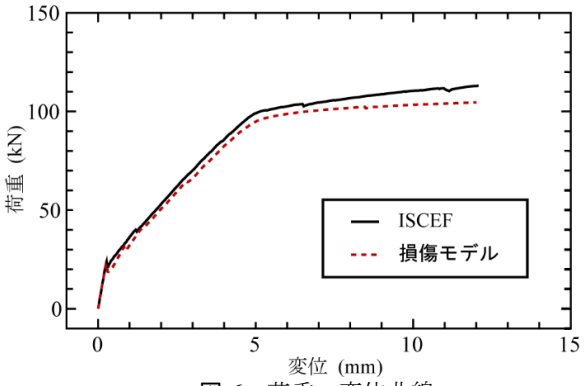


図-6　荷重－変位曲線

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

ここで，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 等分点載荷の 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 覚，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, N0.4, 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)

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

局所損傷の影響を考慮する鋼部材耐荷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

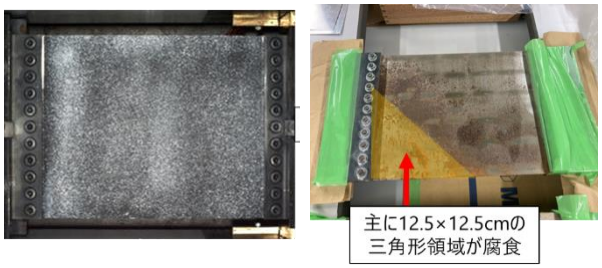
構造モニタリングにより得た鋼構造物の観測データから実際の劣化損傷に関わる解析パラメータの不確定性を反映し，構築した有限要素(FE)モデルを用いた耐荷性能解析を行うデータ同化を考える．鋼橋では有村ら[1]の既往研究でも示されているように，桁端部の腐食など局所的な損傷が全体の耐荷力に影響することが指摘されており，適切なデータ同化には局所的な損傷に感度を有する応答を計測する必要がある．加速度センサなどを用いた既往の構造モニタリング手法では，計測点数がセンサの設置数に限定されるため局所損傷の影響が計測困難であるうえセンサや配線などの設置作業が必要であり，実用上の課題になると考えられる．近年では画像等に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 MultiDIC[4] を用いて 3 次元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．

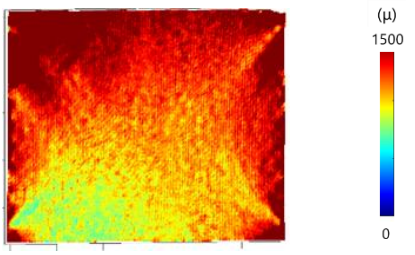
作製した鋼平板供試体は図－1 中に示すように，長辺 380 mm，短辺 250 mm，厚さ 3.2 mm の鋼平板(鋼種 SPCC)に，ボルト接合部を除く表面にスプレー塗料でスペックルパターンを塗装したものを 2 体(それぞれ#1，#2 供試体と呼称する)用意した．供試体は図－1(b)に示すように，食塩水の噴霧と湿潤によって腐食を作用させた．スペックルパターンを塗布した面の裏面は比較用に，ゲージ長 2 mm のひずみゲージを 10 点貼り付けた．

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．引張載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載荷を行った．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)

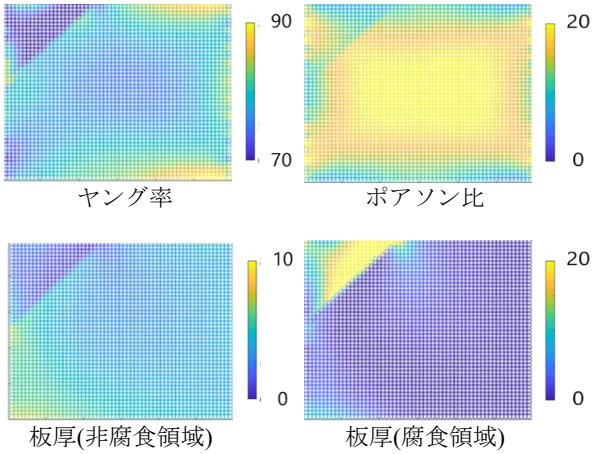
３．FE モデル構築と不確定パラメータの抽出

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

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

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．

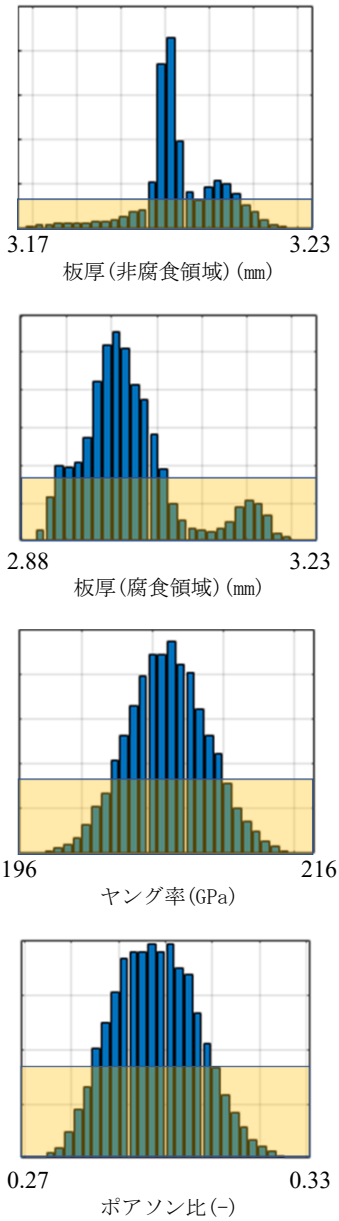
モデル構築後に分散分析による感度解析を行い，ひずみに対して感度を有する不確定パラメータを抽出した．具体的には 2-level full-fuctorial サンプリングによりパラメータセットをサンプリングし弾性解析を行った．その後，5mm 間隔で平板部全体に計 2891 点の相当ひずみを出力し，分散分析の決定係数 R2 値の相対値を求めた．得られた R2 値のプロットを図－3 に示す．この結果から，ヤング率とポアソン比，腐食領域と非腐食領域の板厚の計 4 パラメータについて事後分布推定を行うこととした．



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 の事後分布サンプリングでは，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)サンプリングで 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．



図－4　#2 供試体　事後分布推定結果

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．

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).

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

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，棗田 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）
渡邉 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-vd@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-40[1] 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&V[1]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-10[3]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

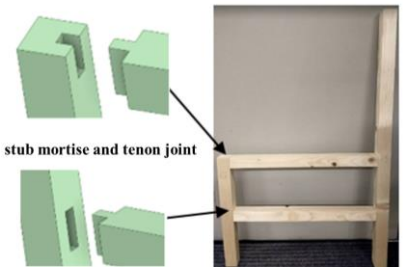


Fig.1 Joined Parts

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．

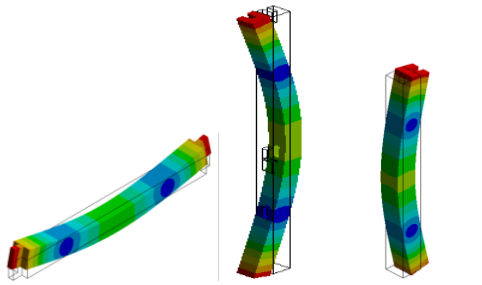
(2) 解析モデル

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

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会



(a) Nuki (b) long leg (c) short leg

Fig.2 1st Mode of the Parts

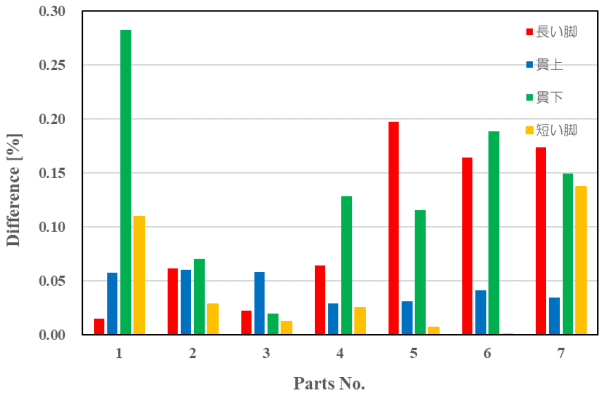


Fig.3 Difference of Natural Frequency on Parts

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

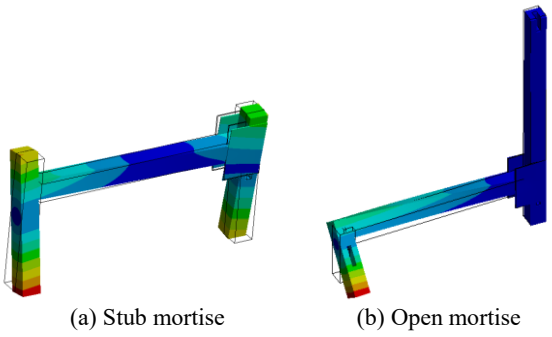
注目する系全体に対する V&V を行う際に部品単体の V&V では評価できなかった接合部が振動特性に与える影響を評価する必要がある. 接合方法として用いたほぞ継ぎと三枚継ぎによる振動特性の違いを評価するために, Fig.1 の骨組み構造を切断し, それぞれ 7 組ずつ試験体を作成する. 接合の種類に加え, ボンドの影響も考えるためそれぞれの試験体に対して, ボンドを用いずにハンマリング試験を行った後ボンドを用いて組み直して実験を再度行った. ハンマリング試験から得られた骨組み構造のモード形状を Fig.4 に示す.

(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し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ーダル解析を行った. 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.

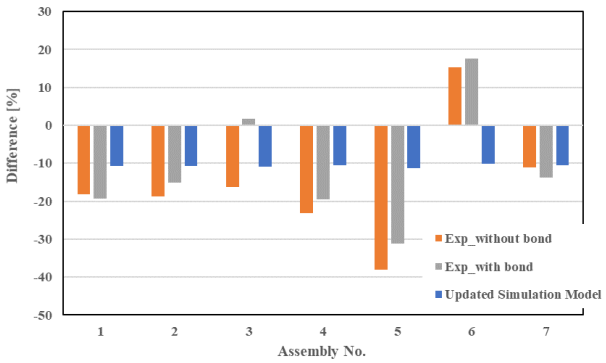
(2)**シミュレーションモデルの更新**

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づいていると考える.

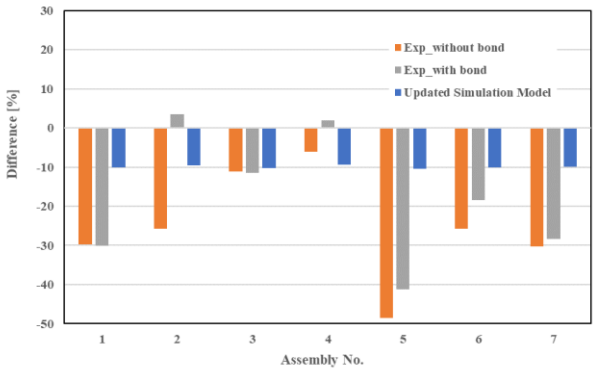


(a) Stub mortise (b) Open mortise

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

©公益社団法人土木学会 応用力学委員会

Event | 全体イベント

ランチョンセミナー

Sat. May 27, 2023 11:50 AM - 12:30 PM F (5号館 5階 5534室)

[1F-1150-abb] ランチョンセミナー

11:50 AM - 12:30 PM

©Applied Mechanics Committee, JSCE

11:50 AM - 12:30 PM (Sat. May 27, 2023 11:50 AM - 12:30 PM F)

[1F-1150-abb] ランチョンセミナー

©Applied Mechanics Committee, JSCE

Event | 全体イベント

特別講演

Sat. May 27, 2023 12:40 PM - 2:20 PM E (5号館 5階 5533室)

©Applied Mechanics Committee, JSCE

Event | 全体イベント

表彰式

14:30 - 14:45　応用力学功績賞　表彰式
14:45 - 15:20　応用力学論文賞／論文奨励賞　表彰式
Sat. May 27, 2023 2:30 PM - 3:20 PM E (5号館 5階 5533室)

©Applied Mechanics Committee, JSCE