

jh250006

非構造格子粒子を用いた地震応答 PD による地盤破壊現象の究明

新保泰輝（石川工業高等専門学校）

概要

本研究は、地震時の地すべりや盛土崩壊のメカニズム解明とフェイルセーフな耐震設計法の確立を目的とする。その実現に向け、連続体力学の非局所定式化である Peridynamics (PD) を用いた解析手法に、非構造格子や弾塑性モデルを導入し、マルチ GPU 向け解析コードの開発を行った。今年度は主に 3 つの課題に取り組んだ。第 1 に、3 次元 PD への Drucker-Prager 弾塑性モデルの GPU 実装を行い、計算の妥当性を確認した。第 2 に、広域微細地形対応のため非構造格子を検討し、応力評価における有用性と変位評価における課題を明らかにした。第 3 に、破壊進行に伴う計算量変動に対応すべく動的負荷分散を導入し、GPU 間の負荷を均一化して全体処理時間を約 18.9%短縮した。今後は、Dual Horizon の導入等により非構造格子の課題を解決し、解析の精度と効率を向上させ、より実用的な解析手法の開発を目指す。

1. 共同研究に関する情報

(1) 共同利用・共同研究を実施している拠点名

東京大学 情報基盤センター

(2) 課題分野

大規模計算科学課題分野

(3) 参加研究者一覧と役割分担

新保泰輝 石川工業高等専門学校 代表者：

解析理論の誘導および実装

福元豊 岡山大学 副代表者：非構造格子解

析手法に係る検討

河村知記 五大開発株式会社 共同研究者：

GPU アルゴリズム開発および分散処理の実装

および検証

藤田達大 五大開発株式会社 共同研究者：

Peridynamics (PD) 理論検証および実装補助

新美 景仁, 長谷 怜輝, 倉田 涼雅 (石川工業高等専門学校), 井戸口 将大 (岡山大学)

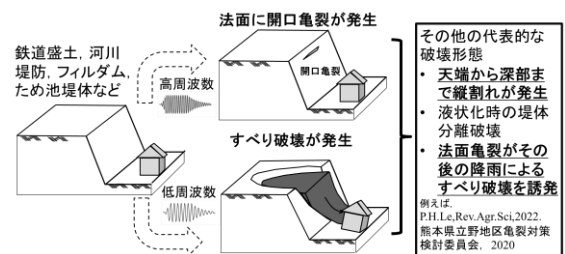


図-1 盛土の破壊形態の違い

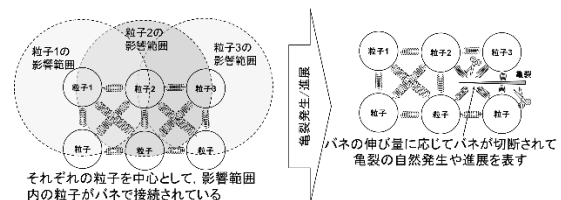


図-2 Peridynamics の概要

共同研究者：解析実施および結果整理検証

2. 研究の目的と意義

研究計画全体の目的：地震時に山地や盛土で生じる地すべりや盛土崩壊現象は、どのような地震においてどのような場所で生じるのか

といった基本的な要因の解明も研究途上にある(図-1)。地震時に生じる地盤(岩石, 砂, 粘土など)の破壊メカニズムを明らかにできれば地すべり等の高精度な破壊形態予測が実現でき, 低コストで合理的な耐震設計法が確立できる。本研究で用いる Peridynamic (PD, 図-2) は Silling によって提案された変位不連続問題を取り扱うために導入された連続体力学の非局所(ノンローカル)定式化である。亀裂の自然発生が容易であり, 3次元空間においても簡便に亀裂を取り扱えるといった優れた特徴を有する。そのため, 近年精力的に研究がなされている。代表者らはこれまで地震時の地盤破壊現象の解明を目的として, Ordinary state based peridynamics (OSB-PD) を用いた 2次元および 3次元の地震応答解析手法, すなわち「地震応答亀裂進展解析法」の開発を行ってきた。しかし, これまでは簡易な材料モデルや構造格子粒子による解析であるため, 地盤らしい材料特性や微細地形形状が破壊形態に与える影響は明らかにできていない。この関係性を明らかにするためには非構造格子粒子への対応と弾塑性モデル(土のねばりを表す非線形材料モデル)を用いた広域高解像度な計算を実施する必要がある。そこで, 2025年度共同研究ではこれらに対応する解析コード開発すると共に非線形計算アルゴリズムの最適化, 非構造格子の検証やマルチ GPU 計算の最適化を行う。

目的: 本研究では昨年度得られた課題を基に PD に対し, 微細地形表現を含む非構造格子粒子対応と非線形解析対応のために GPU 解析コードの開発とアルゴリズム最適化を行う。開発したコードを用いて, 地震時に生じる地すべり等の地盤の破壊メカニズムの究明を目指してケーススタディを実施する。

意義: 本研究で非構造格子や非線形解析手法を開発し, 地震時に生じる地すべりや盛土崩壊現象の発生予測精度を向上させ, フェイルセーフ概念に基づく破壊制御型の耐震設計

法の確立に繋げる。

3. 当拠点の公募型共同研究として実施した意義 東京大学 Miyabi-G を用いて実施した意義は以下の通りである。

- ・ 弾塑性モデルは粒子解像度によって精度が変化しやすい。ただし, 履歴依存パラメータによるメモリ負荷が増大する。そこで, Miyabi の高性能 GPU のメモリ領域を十分に使い, 高解像度の解析(50m×50m×50m の範囲で 1/3 m 格子: 3,625,359 粒子)によって, 弾塑性モデルの導入および妥当性検証ができた。
- ・ 複数の高性能な GPU 環境下で動的負荷分散を適用し, その効果を検証した。その結果, 負荷分散が理想値 1.000 に対して 1.011 となった。また, 全体処理時間についても 18.9%短縮された。

4. 前年度までに得られた研究成果の概要

2024 年度 JHPCN 課題では地震応答 PD コードの省メモリ化を図り, 1,000 万粒子の解析を可能とした。更にマルチ GPU 化により, 8GPU 使用時に 1 GPU に比べ, 約 6.3 倍の高速化を達成した。また, 開発したコードにより, 小型, 中型モデルの高解像度解析, 2024 年能登半島地震被災箇所の広域解析への取り組みが行われた。これらの成果をもって, 弾塑性モデルへの援用や, 非構造格子への適用ならびにマルチ GPU のさらなる高速化を課題として, 本年度の取り組みが行われた。

5. 今年度の研究成果の詳細

本研究では, 目的達成のために以下の 3つの課題について取り組んだ。

課題1. 弾塑性モデルの地震応答 PD への導入とその検証

課題 2. 非構造格子粒子を用いた広域微細地形対応

課題 3. 解析中の計算量変化に伴う通信・計算時間の均一化

以下、それぞれの課題について成果を示す。

課題 1. 弾塑性モデルの地震応答 PD への導入とその検証

OSB-PD への弾塑性モデルの適用例としては、既に Drucker-Prager (DP) モデルや Cam-Clay モデルなどが報告されている。代表者らも Madenci and Oterkus による定式化に基づき、DP 弾塑性モデルの導入した手法を提案しているが、これまでの実装は 2 次元解析に限定されていた。そこで本課題では、Madenci and Oterkus の定式化に基づく 3 次元 OSB-PD に対して、DP 弾塑性モデルを実装した。実装にあたっては、連続体力学に基づく DP 弾塑性モデルの Return-mapping algorithm から得られる塑性乗数と、PD におけるノンローカルな塑性乗数を整合させる手法を採用した。これにより、繰り返し計算を必要とせずに塑性乗数を決定できる効率的なアルゴリズムをもって GPU 実装を行っている。詳細を以下に示す。動的場の離散化された支配方程式に対して Dynamic relaxation method を適用し、準静的場の解を求める。粒子 i における運動方程式は次式である。

$$\rho \ddot{\mathbf{u}}(\mathbf{x}_i, t) = \sum_{j=1}^{N_H} \left\{ \mathbf{T}(\mathbf{x}_i, t) \langle \mathbf{x}_j - \mathbf{x}_i \rangle - \mathbf{T}(\mathbf{x}_j, t) \langle \mathbf{x}_i - \mathbf{x}_j \rangle \right\} dV_j \quad (1)$$

$$\mathbf{T}(\mathbf{x}_i, t) \langle \mathbf{x}_j - \mathbf{x}_i \rangle = \frac{1}{2} A \frac{\mathbf{y}_j - \mathbf{y}_i}{|\mathbf{y}_j - \mathbf{y}_i|} \quad (2)$$

ここで、 N_H は対象粒子 i に対する影響範囲 (Horizon) 内にある粒子 j の総数である。以後、添え字 i, j は粒子番号を意味する。 \mathbf{T} は Force density であり、構成式に相当する。また、

$$A = 4(\delta b s_{ij} + a d \omega_{ij} \Lambda_{ij} \theta_i) \quad (3)$$

$$\theta_i = d \delta \sum_{j=1}^{N_H} s_{ij} \Lambda_{ij} V_j \quad (4)$$

$$\Lambda_{ij} = \frac{\mathbf{y}_j - \mathbf{y}_i}{|\mathbf{y}_j - \mathbf{y}_i|} \cdot \frac{\mathbf{x}_j - \mathbf{x}_i}{|\mathbf{x}_j - \mathbf{x}_i|} \quad (5)$$

$$s_{ij} = \frac{|\mathbf{y}_j - \mathbf{y}_i| - |\mathbf{x}_j - \mathbf{x}_i|}{|\mathbf{x}_j - \mathbf{x}_i|} \quad (6)$$

$$\omega_{ij} = \frac{\delta}{|\mathbf{x}_j - \mathbf{x}_i|} \quad (7)$$

$$a = \alpha_\kappa - \alpha_\mu, b = \frac{15\mu}{2\pi\delta^5}, d = \frac{9}{4\pi\delta^4}, \quad (8)$$

$$\alpha_\kappa = \frac{\kappa}{2}, \alpha_\mu = \frac{5\mu}{6}$$

である。上式 $\mathbf{y}_i, \mathbf{y}_j$ は変形後の粒子位置、 $\mathbf{x}_i, \mathbf{x}_j$ は変形前の粒子位置、 $s, \omega, \delta, \theta$ はそれぞれ 2 点間のストレッチ、影響関数、Horizon サイズ、体積ひずみを意味する。また、 κ, μ は体積弾性係数、せん断弾性係数である。Force density の増分 $\Delta t_{ij} := t_j \Delta t$ が生じたとする。このとき、ストレッチの増分を弾性部分と塑性部分に分離して次式で表されると仮定する。

$$\Delta s_{ij} = \Delta s_{ij}^e + \Delta s_{ij}^p \quad (9)$$

また、体積ひずみ増分も同様に弾性部分と塑性部分に分離すると次式である。

$$\Delta \theta_i = \Delta \theta_i^e + \Delta \theta_i^p = d \delta \sum_{j=1}^N (\Delta s_{ij}^e + \Delta s_{ij}^p) \Lambda_{ij} V_j \quad (10)$$

DP 弾塑性モデルの降伏関数は次式を用いる。

$$f_i = \sqrt{6\mu W_i^\mu} - \beta p_i - (\sigma_Y + K \bar{s}_i^p) = 0 \quad (11)$$

\bar{s}_i^p は相当塑性ストレッチと呼称する。この値は \dot{s}_i^p の累積で表される。また、圧力 $p_i = -\kappa \theta_i$ であり、 β はダイレイタンス係数、 σ_Y は初期降伏応力、 K は硬化係数である。塑性ストレッチは次式で得られる。

$$\Delta s_{ij}^p = c_i \left\{ \frac{3\mu}{\sqrt{6\mu W_i^\mu}} s_{ij}^e |\mathbf{x}_j - \mathbf{x}_i| + \beta \frac{\delta}{4} \Lambda_{ij} \right\} \quad (12)$$

上式 c_i はノンローカルな塑性乗数を意味する正值であり、均一な偏差塑性ひずみが生じる場の理論的な塑性ストレッチとの整合性から得られる。

$$\Delta \bar{s}_i^p = A_0 c_i D_i$$

$$D_i := \sqrt{\bar{W}_i^{p\mu}} = \sqrt{\frac{\delta b}{1 + a_\mu (\beta A_0)^2} \sum_{j=1}^N \{ \Delta \bar{s}_{ij}^{p2} |\mathbf{x}_j - \mathbf{x}_i| V_j \}} \quad (13)$$

$$A_0 = \sqrt{\frac{5}{\pi b \delta^5}}, \Delta \bar{s}_{ij}^p = \left\{ \frac{3\mu}{\sqrt{6\mu W_i^\mu}} s_{ij}^e |\mathbf{x}_j - \mathbf{x}_i| + \frac{\delta \beta}{4} \Lambda_{ij} \right\}$$

また、一般的な連続体力学を用いた DP 弾塑性モデルに対して、陰解法 Return mapping algorithm の適用を考えると次式に示す塑性乗数の増分が得られる。

$$\Delta \gamma_{n+1} = \frac{f_{n+1}^{trial}}{(3\mu + \beta^2 \kappa + K)} \quad (14)$$

上記の式に対して、均一な偏差塑性ひずみが生じる場における相当塑性ひずみと塑性ストレッチの理論値を比較すると、

$$\Delta \gamma_{n+1} = \Delta \bar{s}_i^{p[n+1]} = A_0 c_i D_i \quad (15)$$

であり、次式に示すノンローカルな塑性乗数は収束計算なしに求めることができる。このような手法によって、計算負荷を抑えている。

$$c_i = \frac{f_{n+1}^{trial}}{A_0 D_i^{[n+1]} (3\mu + \beta^2 \kappa + K)} \quad (16)$$

解析アルゴリズム

時間間隔 t_n, t_{n+1} において、 t_{n+1} における全ストレッチ $s_{ij}^{[n+1]}$ が得られたとする。ここで、 $s_{ij}^{[n+1]}$ と $s_{ij}^{[n]}$ を既知量とすると、弾性ストレッチ $s_{ij}^{e[n+1]}$ は次式となる。

$$s_{ij}^{e[n+1]} = s_{ij}^{[n+1]} - (s_{ij}^{p[n]} + \Delta s_{ij}^{p[n+1]}) \quad (17)$$

ここで、全増分ストレッチが弾性状態にあると仮定し、試行弾性ストレッチを定義する。

$$s_{ij}^{e[trial]} = s_{ij}^{[n+1]} - s_{ij}^{p[n]} \quad (18)$$

以上より、試行圧力、試行体積ひずみは、

$$p_{i(trial)}^{[n+1]} = -\kappa \theta_{i(trial)}^{e[n+1]}$$

$$\theta_{i(trial)}^{e[n+1]} = \theta_i^{[n+1]} - \theta_i^{p[n]} = \delta d \sum_{j=1}^N s_{ij}^{e[trial]} \Lambda_{ij} V_j \quad (19)$$

である。また、試行降伏関数は次式で与えられる。

$$f_{i(trial)}^{[n+1]} = \sqrt{6\mu \left\{ b \delta \sum_{j=1}^N s_{ij}^{e[trial]} |\mathbf{x}_j - \mathbf{x}_i| V_j - a_\mu \theta_{i(trial)}^{e[n+1]2} \right\}} \quad (20)$$

$$- (\beta p_{i(trial)}^{[n+1]} + \sigma_y + K \bar{s}_i^{p[n]})$$

ここで、 $f_{i(trial)}^{[n+1]} \leq 0$ であれば、 $s_{ij}^{e[n+1]} = s_{ij}^{e[trial]}$ として次のステップに進む。一方、 $f_{i(trial)}^{[n+1]} > 0$ であれば、降伏関数を満足するように塑性ストレッチを求める。

$$D_i^{[n+1]} = \sqrt{\frac{\delta b}{1 + a_\mu (\beta A_0)^2} \sum_{j=1}^N \{ \Delta \bar{s}_{ij}^{p[n+1]2} |\mathbf{x}_j - \mathbf{x}_i| V_j \}} \quad (21)$$

$$c_i = \frac{f_{n+1}^{trial}}{A_0 D_i^{[n+1]} (\mu + \beta^2 \kappa + K)}$$

ここで、

$$\Delta \bar{s}_{ij}^{p[n+1]} = \frac{\mu}{\sqrt{2\mu W_i^\mu}} s_{ij}^{e[trial]} |\mathbf{x}_{(j)} - \mathbf{x}_{(k)}| + \frac{\delta}{4} \beta \Lambda_{ij}$$

$$\Delta \bar{\theta}_i^{p[n+1]} = d \delta \sum_{j=1}^N \Delta \bar{s}_{ij}^{p[n+1]} \Lambda_{ij} V_j \quad (22)$$

$$\Delta \bar{s}_i^{p[n+1]} = c_i A_0 D_i^{[n+1]} = \frac{f_{n+1}^{trial}}{(\mu + \beta^2 \kappa + K)}$$

である。以上より、次式に示す塑性ストレッチが得られる。

$$\Delta s_{ij}^{p[n+1]} = c_i \left(\frac{3\mu}{\sqrt{6\mu W_i^\mu}} s_{ij}^{e[trial]} |\mathbf{x}_{(j)} - \mathbf{x}_{(k)}| + \frac{\delta}{4} \beta \Lambda_{ij} \right) \quad (23)$$

なお、上式は各粒子で独立に計算可能であるため、GPU 計算に適している。

DP 弾塑性モデルの導入について検証するため一軸状態での解析を試みた。解析時間の短縮を目的として、引張荷重下とした。モデルサイズは $50\text{m} \times 50\text{m} \times 50\text{m}$ の直方体とし、上端下端に強制変位用の仮想境界領域を設置する。下端は完全固定とし、上端には、 $2.0 \times 10^{-7} \times \Delta t \text{ m}$ の変位を与えた。 $\Delta t = 10^{-2} \text{ s}$ である。 $\Delta x = \Delta y = \Delta z = 1/3 \text{ m}$ の均一に粒子を配置した。仮想境界を含めた粒子数は 3,625,359 である。ヤング率 $E = 2.903 \text{ Pa}$ 、ポアソン比 $\nu = 1/4$ 、初期降伏応力 $\sigma_y = 0.001 \text{ Pa}$ 、硬化係数 $H = E/4, E/8, \beta = 0, 0.3, 0.6$ とする。実装は CUDA を用いた並列計算としている。モデル内中央の Mises 応力等を求め、これを連続体力学に基づく一軸引張の数値解と比較した。この時、一軸引張 ϵ_z を与えて、 $\sigma_x = \sigma_y = 0$ になるよう求めた。図-3 から図-5 に解析結果を示す。横軸ひずみはモデルに作用させた軸ひずみである。図中○, △, □が PD から得られた値である。図-3 から図-5 に示すよう

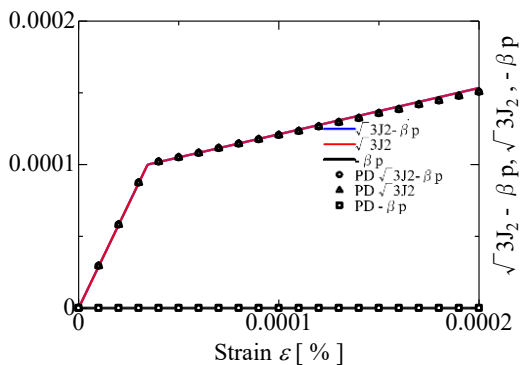


図-3 $H=E/8, \beta=0$

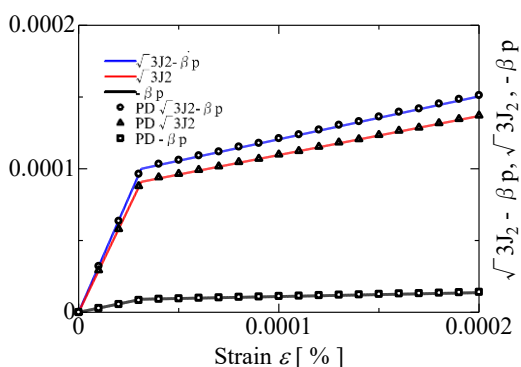


図-4 $H=E/8, \beta=0.3$

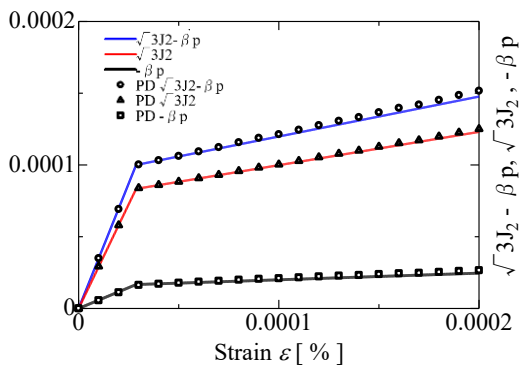


図-5 $H=E/8, \beta=0.6$

に、 $\beta=0.6$ で若干のずれが見られるものの概ね両者は一致しており、実装の妥当性は確認された。

課題 2. 非構造格子粒子を用いた広域微細地形対応

地盤らしい微細地形モデルとして、まずは複数地層を有するモデル (2024 能登半島地震前の石川工業高等専門学校敷地内の地表面 1

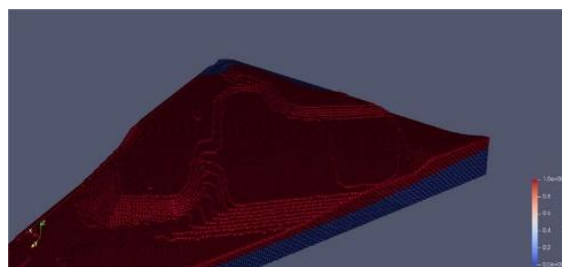


図-6 2層構成のPDモデル

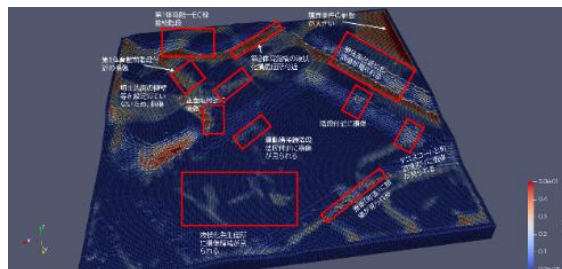
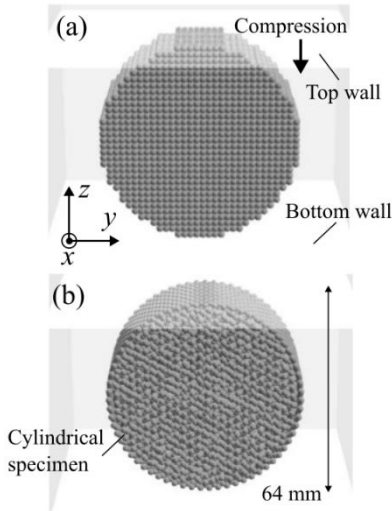


図-7 2層構成の広域PDモデル

mDEM) を制作し、ケーススタディを実施した。図-6 に表層の盛土層と基盤層を区別したモデルの一部を示す。本モデルを使用することで、図-7 に示すように破壊形態がある程度説明できる結果を得た。ただし、弾塑性モデルや微地形形状の影響を考慮できていないため、不十分な面も多い。より精緻な表現のために非構造格子による検討を行った。

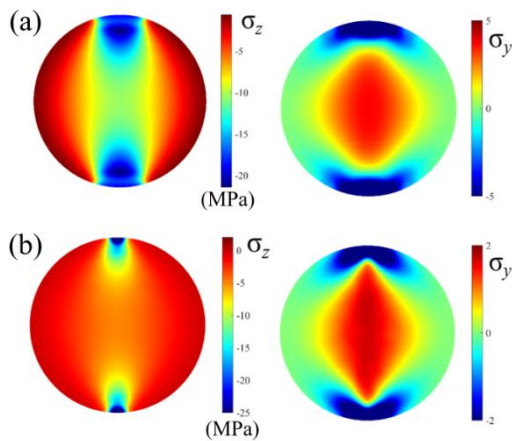
主に3次元の小規模なモデルを用いた検討を実施した。図-8 に示す円柱供試体を対象に、圧縮シミュレーションを実施した。図-9 には、シミュレーション結果として得られた円形断面における応力分布を示している。ここでは、鉛直成分である σ_z と水平成分である σ_y の両方を可視化した。これらの結果から、非構造格子モデルは表面形状を滑らかに再現できるという特性により、点荷重を受ける円盤の応力分布に関する理論解に近い結果が得られることが確認された。

一方、図-10 に示す片持ち梁を対象に、先端に一定荷重を載荷するシミュレーションを実施した。構造格子の結果では、影響半径の大きさを格子幅の4倍とした場合に、理論解に対する誤差が1.4%となった。



(a) 構造格子 (b) 非構造格子

図-8 応力評価の確認のための計算条件



(a) 構造格子 (b) 非構造格子

図-9 応力の鉛直・水平成分の分布

影響半径の大きさを格子幅の3倍とした場合には、誤差が10%以上となり、変位評価の精度を確保するためには、応力評価時よりも、より大きな影響半径を設定する必要があることがわかった。また、非構造格子の結果では、誤差が50%近い値となり、計算点の分布の粗密を考慮できない、単一の大きさの Horizon を用いるモデルでは不十分であるという課題が明らかとなった。

課題3. 解析中の計算量変化に伴う通信・計算時間の均一化

昨年度までに、PD 解析におけるメモリアクセスの効率化や冗長計算の削減等を実施した上で複数 GPU 化を行い、大幅な高速化

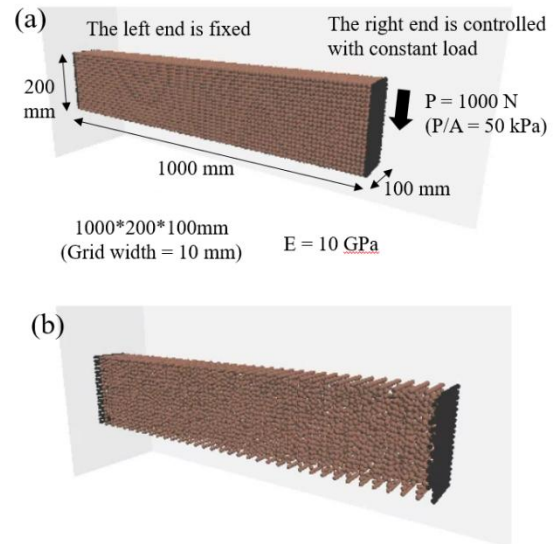


図-10 変位評価の確認のための計算条件

(a) 構造格子 (b) 非構造格子

を達成した。PD の計算は一般的な粒子法と類似しており、近傍粒子との相互作用（ボンド）を計算する。ただし、PD は破壊時にボンドを切断するため、粒子ごとの計算量が解析の進行に伴い変動する。これを複数 GPU に分割すると、破壊状況により GPU 間の計算量に不均衡が生じ、並列性能が低下する課題が残されていた。本年度はこの課題に対し、破壊状況を考慮した粒子の計算量推定式を提案し、ParMETIS による動的負荷分散を導入した。

本研究では、PD の粒子 i の推定計算量 w_i を次式で表す。

$$w_i = c_0 + c_1 a_i + c_2 s_i \quad (24)$$

ここで、 a_i : 近傍粒子の中でボンドが有効な粒子数、 s_i : 接触判定用の近傍粒子数である。1 粒子あたりの計算負荷は解析を行う計算環境に依存するため、調整パラメータ c_0, c_1, c_2 を導入した。これらのパラメータは、解析中に実測する計算時間から算出する。各粒子の推定計算量を用い、各 GPU の担当計算量が均等になるよう、領域を分割する。推定計算量は破壊状況により変化するため、一定間隔ごとに更新を行う。

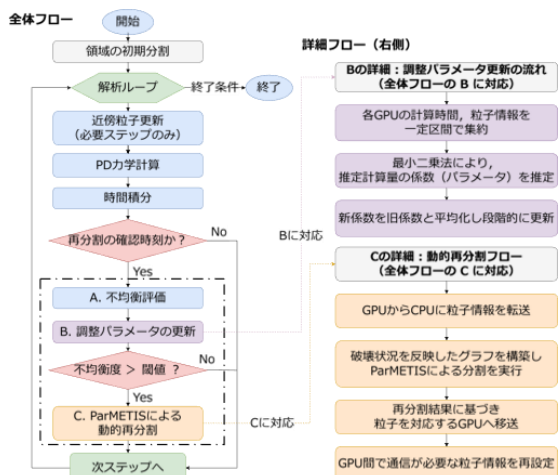


図-11 動的負荷分散を適用した PD のフローチャート

PD の解析領域の分割には、ParMETIS ライブラリを使用した。PD では各粒子をグラフの頂点とし、頂点の重みを w_i 、粒子間のボンドをグラフの辺に対応させることで、破壊状況を反映したグラフを作成し、分割を行う。図-11 に ParMETIS による動的負荷分散を適用した PD のフローチャートを示す。PD の解析ループ中の点線の枠で囲まれた部分が動的負荷分散に関する処理である。動的負荷分散は一定期間ごとに実施判定が行われる。GPU 間の不均衡度が閾値を超えた場合、破壊状況を反映したグラフを再構築し、ParMETIS による動的再分割を実施する。再分割結果に従い粒子を各 GPU へ再分配する。調整パラメータ c_0 、 c_1 、 c_2 は再分割の実施判定ごとに更新する。全プロセスで収集していた指定の計算カーネルの計算時間を1つのプロセスに集約し、そのプロセス上でパラメータの推定処理を実施している。

盛土模型の振動台実験を対象とした PD による再現解析(本研究を通して実施)に対し、複数 GPU 環境下で動的負荷分散を適用し、その効果を検証する。検証環境には Miyabi を使用し、8GPU による並列計算を行った。図-12 に領域再分割の結果と再分割時の解析結果の対応を示す。領域分割結果の各色の粒子が分割後の領域である。解析初期は各

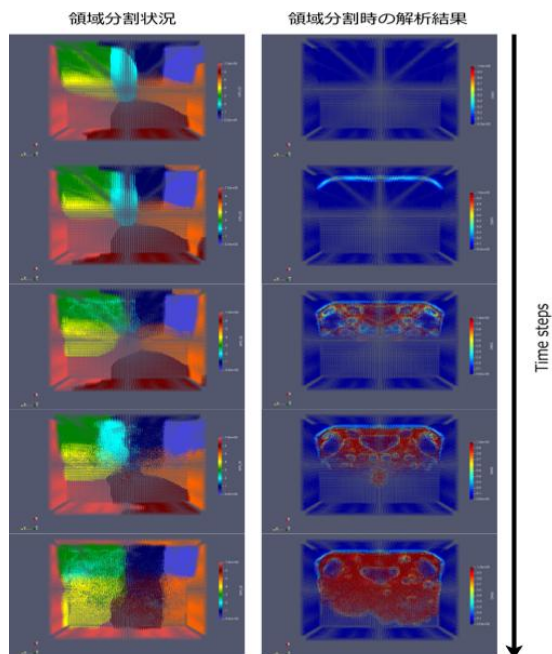


図-12 再分割による領域の変化と解析結果の対応

表-1 単純分割と動的負荷分散の計算・通信時間比較

		Max [s]	Avg [s]	Min [s]	Max/Avg
Naive	Calc. time	4254.518	3616.437	3277.584	1.176
	Comm. time	650.549	396.038	272.242	1.643
Load Balancing	Calc. time	3656.805	3617.904	3567.565	1.011
	Comm. time	323.110	280.242	230.059	1.153

GPU の担当粒子数がほぼ同等だが、破壊の進行に伴い、各 GPU が担当する粒子の範囲が変化していく様子が確認できる。また表-1 に、単純分割と動的負荷分散それぞれの計算・通信時間を示す。単純分割は解析開始時に粒子数を均等に分割したものである。Max は最も遅い GPU、Min は最も速い GPU の時間、Avg は全 GPU の平均時間であり、全体の処理時間は Max に律速される。Max/Avg は均等度を示し 1.000 に近いほど均等である。動的負荷分散により計算・通信時間共に均等化し、時間のばらつきが減少している。全体処理時間(Max の計算・通信時間の合算)としても約 18.9%短縮した。この結果から、提案した方法による動的負荷分散は、PD による破壊解析における、計算時間のばらつき抑制に効果的であることを示した。

6. 進捗状況の自己評価と今後の展望

本研究にて、課題 1、課題 2、課題 3 を実施した。

課題 1 は DP モデルの定式化および GPU 実装がなされた。一軸引張状態に対する Verification が行われ、実装の妥当性が確認できた。解析に用いたモデル自体は各辺 50m の立方体であり、広域への展開の可能性は示すことができた。ただし、実土構造物等の形状への適用がまだであることから、課題 1 は 80 % (定式化, 実装, Verification, 50m モデル, 広域応用の 5 種とし, 前者の 4 種が達成できたとした) の達成率と判断する。

課題 2 に対しては地盤らしい微細地形モデルとして、まずは複数地層を有するモデルを制作した。ただし、解析結果には不十分な面も見られた。そこで、主に 3 次元の小規模なモデルを用いた検討を実施し、応力分布の妥当性を明らかにし、一方で別のモデルに対する変位場の検討を行った結果、非構造格子では十分な精度が得られていない。ただし、大規模モデルへの非構造格子適用に係る課題を明らかにできた点は大きい。したがって、大規模微地形モデルの解析が可能であったことを 10% / 30% の達成率とし、小規模モデルに対する非構造格子による応力精度が担保されたことは 30% / 30% と評価し、一方で変位や大規模モデルへの適用課題が明らか

になった点を鑑み、大規模モデルへの非構造格子の適用自体を 40% として、15% / 40% 程度の達成率と考え、課題 2 全体では 65% の達成度と考える。

課題 3 について独自の計算量推定式と動的負荷分散の導入により、計算時間の均等度は 1.011 とほぼ理想的な状態を達成した。通信時間の均等化 (1.153) や全体処理時間の 18.9% 短縮についても顕著な効果が確認された。計算負荷の均一化という課題に対しては十分な成果を得たことから 100% の達成率と判断する。

本研究成果として、DP モデルや非構造格子粒子の応用および動的負荷分散法の確立が行われた。一部、広域微細地形形状が破壊形態に与える影響は明らかにできていない。そのため、今後の展望として、広域微細地形形状を高精度・効率的に扱うために、PD 解析法に Dual Horizon (粒子影響範囲を粒子毎に設定する手法) の導入を行う。Dual Horizon を適用すればモデルの粗密を取り入れることができるため、必要な箇所のみ非構造格子による微細地形表現を行うことができる。また、これに伴う動的負荷分散手法の開発が望まれる。これらの解決を行い、地震時に生じる土構造物の破壊形態に起因する要因を明らかにして、土構造物のフェイルセーフ設計の創成につなげる。