応用力学論文集 Vol.12, pp.489-496　（2009 年 8 月）　土木学会

コンクリートガラ粒子の破砕特性に関する実験と DEM 解析

Crushability of concrete debris: experiments and DEM simulation

松島亘志*・池間健仁**・山田恭央***
Takashi Matsushima , Takehito Ikema and Yasuo Yamada

*博士(工学) 筑波大学准教授, 大学院システム情報工学研究科（〒305-8573 茨城県つくば市天王台 1-1-1）
** 工修 日立建機(株)研究員 技術開発センタ（〒300-0013 茨城県土浦市神立町 650）
***工学博士 筑波大学教授, 大学院システム情報工学研究科（〒305-8573 茨城県つくば市天王台 1-1-1）

Crushability of concrete debris is examined using particle crushing test. It turns out that the average Young's modulus of the debris is about 1/10 to 1/50 of that of standard concrete possibly due to the degradation in debris production process. At the same time, the 3D information of the material is obtained using X-ray CT technique. Based on this information, imaged-based Discrete Element Modeling is applied and a series of particle crushing simulation are performed to check the effect of the bond stiffness, the number of discretization and the initial overlapping depth. It is proved that the micromechanics theory of elastic granular assemblies can describe these effects adequately. Finally the quantitative validation of the proposed simulation method is demonstrated.

Key Words: *crushability, concrete debris, DEM*
キーワード：破砕性，コンクリートガラ，個別要素法

1. はじめに

コンクリートガラ(以下コンガラ)とは、建築物躯体に供されているコンクリートを 40mm 程度までに細かく破砕した粒子で、既存建物の解体に伴って発生する建設副産物である。現在、コンガラは舗装道路の下層に敷く路盤材などに再利用されているが、より幅広い再利用の用途を模索するためには、その粒子破砕強度についての知見が必要である。固体粒子の破砕強度については、粉体工学や地盤工学の分野で研究の蓄積がある [1),2)] が、コンガラは粒子形状が極めていびつで、内部もセメント、細骨材、粗骨材からなる不均質材料である。このような粒子の力学特性を評価するためには、単粒子破砕試験などの力学試験と粒子基本特性との関連性の検討が欠かせないが、それだけではメカニズムを把握することが困難であることから、粒子特性を考慮した数値解析による検討が有効であると考えられる。

本研究では、様々な現場で粉砕され、一箇所に集められた実際のコンガラを無作為に採取し、それに対して、(1)単粒子破砕試験、(2)試験前後の粒子のX線CT撮影を行い、それらの結果を粒状体のマイクロメカニックス理論を用いて評価する。更に、得られた粒子形状をモデル化して個別要素法(Discrete Element Method, DEM)解析を行い、その有効性を検証した。

2. 単粒子破砕試験 [3)]

実験に用いたコンガラ粒子は 99 個で、事前に X 線 CT 撮影を行ったものである。前述の通り、実際の現場から採取したものであるため、元となったコンクリートの品質についての情報はないが、統計的な処理を行い、その平均値

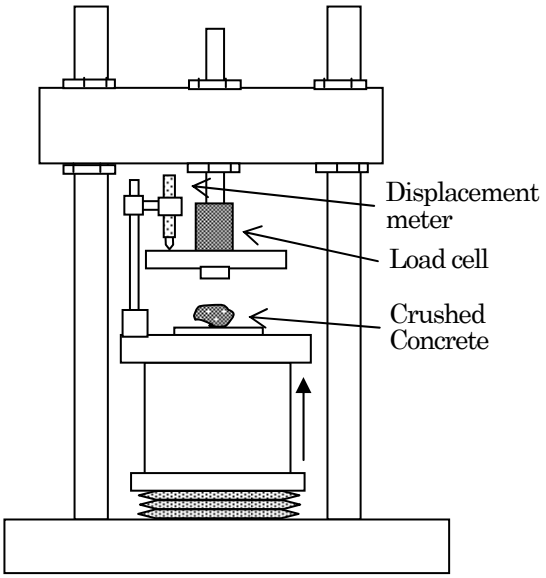


図-1　単粒子破砕実験装置

が標準コンクリートの値に対応すると仮定して研究を進めた。

実験装置の概要を図-1 に示す。粒子を鋼製の平板に安定する方向に置き、下側を上昇させて、粒子を上下にはさむようにして荷重を与える、単粒子破砕実験である。荷重の計測にはロードセル（最大計測荷重：1.0×10^{4}N、分解能：1.0×10^{-2}N）を、また変位の計測には接触型変位計を使用した。変位速度は 0.5～0.8mm/分とし、荷重計および変位計の値を 1[ms]間隔で計測した。さらに破砕時のコンクリートガラの姿勢も同時に記録した。

実験においては、ロードセルの最大計測荷重を超過することもあったが、この場合は計測対象から除外した。

図-2 は計測された垂直荷重-垂直変位曲線の例である。それぞれの粒子でかなりの程度ばらついているが、次のような大まかな傾向が見られる。

(1) 徐々に勾配が急になる

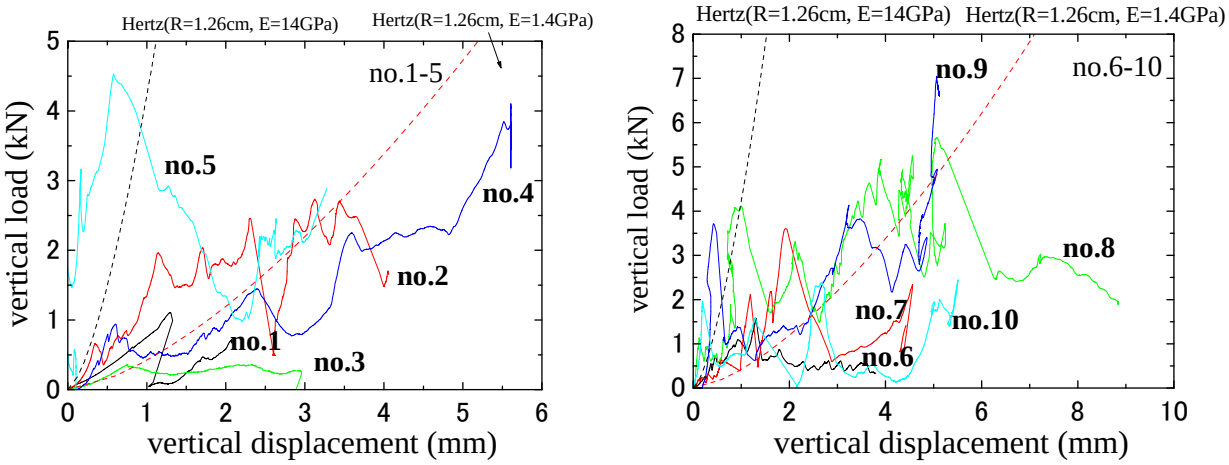
(2) あるところで破砕が生じ荷重が急激に低下する

(3) その後、再び荷重が上昇する場合と上昇しない場合がある。

上記(1)～(3)の傾向は、コンガラに限らず、様々な固体粒子の単粒子破砕試験に共通の性質である。

図-3 は破砕前後の正面からの画像の一例である。図-2(a)の粒子 no.1 の荷重-変位曲線と比較すると、垂直変位 1mm 程度において全般的な粒子破砕が発生し、荷重が急激に減少してほぼ 0 となっていることがわかる。

なお、載荷の各段階での写真を確認すると、上下共に平



(a) 粒子 no.1～5　　(b) 粒子 no.6～10

図-2 垂直荷重-垂直変位曲線

(a) 初期状態　　(b) step 22 (40 秒後)

図-3　載荷中の粒子の破砕状況(粒子 no.1)

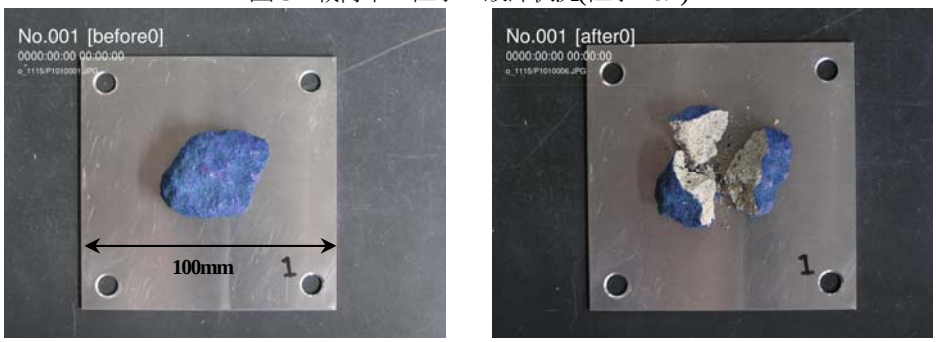


図-4 載荷前後の粒子 no.1 の状況(上から撮影)

板であるため、粒子は載荷初期には、重力下での剛体の安定条件より下側は3点、上側は1点で接触していると考えられるが、載荷直後には最も安定する角度に回転し、その後1回または複数回にわたって破砕する。この回転によって載荷荷重-変位曲線が影響を受けると考えられる。また、粒子を挟み込む上板を支持する載荷軸も完全に剛でないため、粒子の回転に伴って、水平方向のたわみが生じ、上板が横方向に移動する場合もあった。その際には、上板に接触している変位計の値が角度変化により減少するケースも観測された(例えば粒子 no.1 や no.5)。

図-4 は、載荷前後の粒子 no.1 の上方からの写真である。写真の下側が試験の正面(図-3 を撮影した方向)となっている。破砕後、大きく 3 つに分割されている様子が分かる。

図-2 には、実験結果のほかに Hertz 理論[4), 5)] に基づいた曲線を破線で示している。これは3次元球同士の弾性接触に基づくものであり、接触点変位δ は、接触力P を用いて次のように表される。

$$\delta = \left(\frac{9P^2}{16R^* E^{*2}} \right)^{1/3} \qquad (1)$$

ここに、R^*およびE^*は、接触している 2 球の半径および弾性係数から次のように求められる。

$$\frac{1}{R^*} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \qquad (2)$$

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1-\nu_1^{\ 2}}{E_1} + \frac{1-\nu_2^{\ 2}}{E_2} \qquad (3)$$

ここに、E, ν は粒子のヤング率およびポアソン比、R は粒子半径であり、下付の添え字は粒子番号を表す。剛な板に挟まれた弾性球の圧縮量(2 つの接触点の圧縮量の和)は、上式を援用して($R_1 = R$, $R_2 = \infty$, $E_1 = E$, $E_2 = \infty$, $\nu_1 = \nu$, $\nu_2 = 0$)、以下のように表される。

$$\delta = 2\left(\frac{9P^2(1-\nu^2)}{16RE^2} \right)^{1/3} \qquad (4)$$

一方、上下板の物性値が粒子と同じとすると、$R_1 = R$, $R_2 = \infty$, $E_1 = E_2 = E$, $\nu_1 = \nu_2 = \nu$ であり、次の式となる。

$$\delta = 2\left(\frac{9P^2(1-\nu^2)}{4RE^2} \right)^{1/3} \qquad (5)$$

つまり、板が剛か、粒子と同じかでは、圧縮量が 1.587 倍となる。

不規則形状粒子の場合、上式の半径R は、粒子半径でなく接触点での曲率半径とも見なせる。例えば扁平な粒子の場合には、R は長軸半径よりも大きくなると考えることができ、一方、接触点が表面凸部にある場合には、R はその凸部の曲率半径となり、粒子半径よりも小さくなると考えることもできる。

さて、平均的な普通コンクリートの設計基準強度 300(kgf/cm^2)におけるヤング率は、土木学会コンクリート標準示方書[6)]によれば E=2.8×10^5(kgf/cm^2)=27.4(GPa)である。

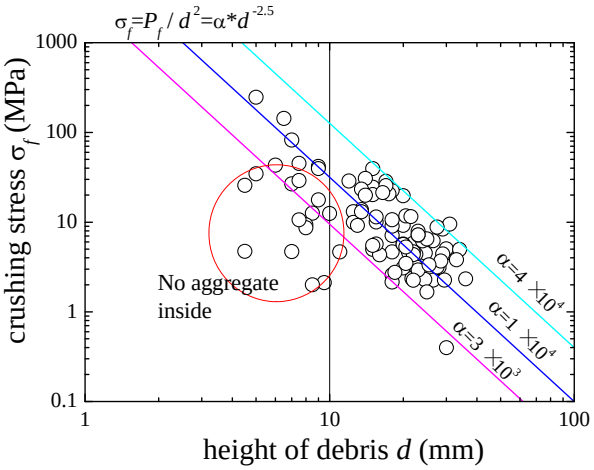


図-5 粒子の破砕強度と粒子サイズの関係

また、コンクリートのポアソン比は 0.14～0.2 程度である[7)]。しかしながら、この程度の値を式(5)に代入し、R に平均粒子半径(1.26cm)を適用して求めた曲線は、実験で得られる平均的な曲線に比べて 2～20 倍程度大きめの荷重を与える。図-2 を詳細に見ると、粒子 no.5, no.8, no.9 などは初期の勾配が大きく、上述の普通コンクリートの値に近くなっているが、その他の粒子は、破砕前には E=1.4～14(GPa)の範囲の弾性率に沿った関係を示している。この原因としては、(1)用いたコンガラは実際に長年供用されていたものであり、経年劣化や、建物解体時の微小ひび割れの導入によってヤング率が実際に低下した可能性があること、(2)粒子表面の凹凸により、接触点での曲率半径が平均粒子半径より小さくなり、見かけ上ヤング率が低下したこと、の 2 つが考えられる。

図-5 は、次式で定義される粒子破砕強度σ_f と初期粒子高さd の関係を示したものである

$$\sigma_f = \frac{P_f}{d^2} \qquad (6)$$

ここに、P_f は破砕時の最大荷重である。本式は、粒子サイズが大きいほど、大きな破断面積を有することから、大きな荷重に耐えられる、という考え方で定義されているが、図-5 からわかるように、σ_f はなおd の影響を受ける。特に$d > 10$ mm の粒子では、d が大きいほどσ_f が小さくなる負の相関があり、この勾配は-2.5 程度である。これは、粒子サイズが大きいほど破断面に欠陥を含む確率が増し、破砕強度を低下させる効果を表していると考えられている。一方、$d < 10$ mm の粒子では、通常の粗骨材はほとんど含まれないモルタルの粒子であるので、劣化による強度低下とそのばらつきが大きくなっているという解釈が可能である。なお、勾配-2.5 は、砂を対象にした実験結果[8)] の-0.79 に比べてかなり大きな値となっている。

3. X 線 CT 解析

単粒子破砕試験に用いた粒子の 3 次元形状および内部

構造を取得する目的で、破砕試験前後の粒子の X 線 CT 撮影を行った。用いた X 線 CT 装置は日立製の HiXCT-6M であり、CCD 画素数 1500×1500 pixel、画素サイズは水平方向 0.4mm, 鉛直方向 0.5mm とし、コンガラの３次元粒子形状と内部の不均質構造（主に粗骨材とその他のマトリックス）を取得した。図-6 は得られた CT 画像(粒子断面画像)の一例である。内部の粗骨材とそれ以外のマトリックスの違いが輝度の違いとして評価できる。また、単粒子破砕試験後の粒子片と比較すると、マトリックス部分だけでなく粗骨材も破砕していることがわかる。これは、内部の粗骨材の幾何学的条件によっては、マトリックス部分のみで粒子破砕ができない場合もあることを示しており、その際には大きな破砕強度を示したあと、粗骨材が割れることになる。これも図-5 の破砕強度のばらつきの原因となる。

なお、前章で述べた経年劣化や解体時の微小ひび割れの痕跡は、破砕試験前の CT 画像からは確認できなかった。これは微小亀裂に対して十分な解像度を有していないこ

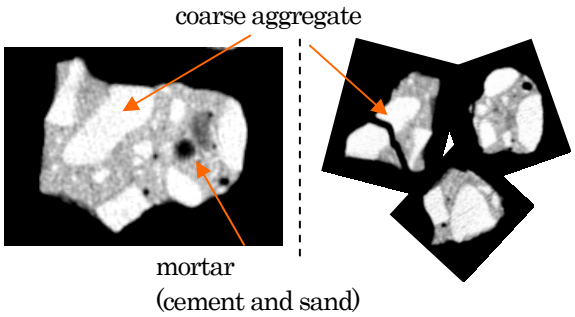


図-6　X 線 CT 画像の一例

表-1 実験に用いたコンガラの物性値

粒子番号	体積 (mm^3)	等価球直径 (mm)	粗骨材率	最大荷重(kN)	初期高さ (mm)	破砕強度 (MPa)
1	12381.8	28.7	0.09	1.1	21.7	2.4
2	17797.7	32.4	0.42	2.7	24.6	4.5
3	12423.0	28.7	0.54	0.4	30.1	0.4
4	21032.2	34.2	0.08	4.1	30.1	4.5
5	21561.8	34.5	0.60	4.5	30.0	5.0
6	14047.0	29.9	0.36	1.6	26.5	2.3
7	15367.8	30.8	0.52	3.6	24.0	6.3
8	35736.3	40.9	0.52	5.7		
9	30620.8	38.8	0.58	7.0	29.0	8.4
10	17812.2	32.4	0.41	2.4	28.0	3.1
11	16537.0	31.6	0.39	2.8	22.0	5.8
12	24803.7	36.2	0.51	2.0	29.5	2.3
13	17351.7	32.1	0.48	2.4	27.5	3.2
14	11694.2	28.2	0.27	2.3	18.0	7.1
15	12556.2	28.8	0.46	2.1	21.0	4.7
16	12215.9	28.6	0.43	3.7	29.0	4.4
17	12039.7	28.4	0.63	1.4	24.5	2.3
18	21367.8	34.4	0.90	9.1	31.0	9.5
19	15344.9	30.8	0.36	3.8	24.0	6.6
20	15738.1	31.1	0.49	3.6	24.0	6.2
21	41550.6	43.0	0.49	5.7	34.0	4.9
22	16588.1	31.6	0.80	4.2	23.0	7.9
23	25485.5	36.5	0.52	3.0	28.5	3.7
24	41724.8	43.0	0.45	3.0	36.0	2.3
25	33175.0	39.9	0.39	4.3	26.5	6.2
26	21778.4	34.6	0.54	6.6	27.5	8.8
27	33537.1	40.0	0.19	4.1	33.0	3.8
28	21027.0	34.2	0.53	1.0	25.0	1.7
29	25989.7	36.7	0.38	2.2	22.5	4.4
30	17695.7	32.3	0.40	4.1	25.0	6.5
31	13795.4	29.7	0.36	2.3	22.0	4.6
32	7519.3	24.3	0.57	7.9	20.0	19.7
33	7787.5	24.6	0.72	8.2	17.0	28.5
34	8051.1	24.9	0.75	3.7	20.0	9.2
35	7193.9	23.9	0.47	2.9	18.0	9.0
36	9928.5	26.7	0.69	7.3	18.0	22.4
37	5977.0	22.5	0.16	1.5	18.0	4.7
38	5028.9	21.3	0.81	5.5	15.0	24.5
39	5111.6	21.4	0.18	2.3	20.0	5.7
40	7398.2	24.2	0.51	3.4	18.0	10.6
41	9727.9	26.5	0.66	8.9	15.0	39.5
42	6796.0	23.5	0.58	2.3	20.0	5.6
43	9855.6	26.6	0.56	1.6	22.5	3.2
44	10814.9	27.4	0.51	1.5	23.0	2.9
45	6874.0	23.6	0.39	1.2	20.0	3.1
46	7653.5	24.4	0.30	2.4	15.5	10.0
47	5941.8	22.5	0.29	0.8	18.0	2.6
48	6576.3	23.2	0.17	2.5	13.5	13.7
49	10423.5	27.1	0.27	4.9	20.5	11.7
50	9200.6	26.0	0.07	2.1	22.0	4.3
51	5917.4	22.4	0.29	1.5	20.5	3.5
52	8658.1	25.5	0.43	2.2	25.5	3.3
53	8790.1	25.6	0.65	3.8	23.0	7.1
54	5814.9	22.3	0.79	6.0	14.0	30.7
55	8172.6	25.0	0.41	2.2	20.5	5.3
56	8605.8	25.4	0.53	1.1	15.0	5.0
57	9701.9	26.5	0.87	3.8	23.0	7.2
58	12020.2	28.4	0.06	1.1	22.0	2.2
59	7892.3	24.7	0.48	2.7	15.5	11.4
60	8617.8	25.4	0.45	5.3	21.5	11.5
61	7943.5	24.7	0.10	1.1	16.0	4.3
62	4678.0	20.7	0.59	6.3	17.5	20.7
63	2354.1	16.5	0.51	0.6	11.0	4.6
64	2844.6	17.6	0.66	2.0	12.5	13.1
65	2508.1	16.9	0.37	1.4	15.5	5.7
66	4289.0	20.2	0.60	0.7	18.0	2.1
67	2286.2	16.3	0.61	4.1	12.0	28.7
68	4460.5	20.4	0.69	7.4	17.0	25.5
69	1220.8	13.3	0.35	3.4	9.0	41.8
70	3376.8	18.6	0.33	4.3	13.5	23.3
71	3140.2	18.2	0.42	4.6	15.0	20.3
72	3821.6	19.4	0.27	1.2	15.0	5.5
73	2368.9	16.5	0.21			
74	3933.8	19.6	0.74	3.9	14.0	19.9
75	1708.0	14.8	0.47	1.6	12.5	9.9
76	5166.6	21.4	0.49	0.9	18.5	2.7
77	2459.9	16.7	0.61	2.4	13.5	13.0
78	3260.4	18.4	0.53	5.8	16.5	21.3
79	1987.4	15.6	0.37	1.6	13.0	9.2
80	719.4	11.1	0.69	3.2	9.0	39.5
81	430.8	9.4	0.47	0.9	8.5	12.6
82	274.1	8.1	0.43	6.2	5.0	246.8
83	533.3	10.1	0.15	6.0	6.5	143.1
84	373.6	8.9	0.23	4.0	7.0	82.2
85	418.4	9.3	0.07	0.2	9.5	2.1
86	830.7	11.7	0.35	1.2	10.0	12.5
87	695.1	11.0	0.39	1.4	9.0	17.7
88	539.7	10.1	0.24	0.6	8.0	9.3
89	540.3	10.1	0.34	0.6	8.0	8.6
90	528.6	10.0	0.63	2.5	7.5	45.1
91	512.8	9.9	0.41	1.3	7.0	26.7
92	349.0	8.7	0.10	0.9	5.0	34.5
93	604.6	10.5	0.67	1.6	7.5	29.1
94	304.6	8.3	0.17	0.5	4.5	25.7
95	674.8	10.9	0.06	0.1	8.5	2.0
96	226.5	7.6	0.20	0.1	4.5	4.7
97	254.9	7.9	0.39	1.6	6.0	43.1
98	569.0	10.3	0.16	0.2	7.0	4.7
99	534.2	10.1	0.37	0.6	7.5	10.6

とが原因として考えられる。

表-1 は、CT 画像から取得した粒子情報に破砕強度等の情報を付加してまとめたものである。ここで、等価球直径に対して初期高さが小さい粒子ほど扁平な粒子である。この扁平度と破砕強度には負の相関が見られたが、そもそも扁平度と粒子サイズにも正の相関があり、その微視的メカニズムは不明である。これは今後の数値解析結果との比較によって検討する予定である。

また、粗骨材率は、CT 値(画像の輝度)に閾値を設けて自動計算させたが、細骨材の一部を粗骨材にカウントするなどのエラーも生じており、やはり破砕強度との相関は見られなかった。これについては今後の改善が必要である。

4. 個別要素法解析

個別要素法(DEM)による粒子破砕解析は、近年のコンピュータ性能の進歩に伴って数多く行われるようになってきている [9-12]。また、実際の３次元不規則形状粒子を用いるイメージベース個別要素法の研究も行われている [13-15]。ここでは両者を融合した解析を行う。

4-1. 粒子形状モデリング手法の概要

ここでは、前章で述べた X 線 CT データから、粒子の３次元不規則形状を取得し、その形状を個別要素法における球要素の集合として表現する。球要素は等径を最密充填(六方最密配置)し、後述する初期食い込み量となるように粒子間距離と半径を定める。不規則形状のモデリング手法は、任意の大きさの要素を任意の位置に自動配置して、最もモデル化精度を高める手法も提案されている [13,15]が、ここでは構成要素の大きさが破砕挙動に及ぼす影響を検討する目的で、等径球を用いた。

図-7 は、粒子 no.1 をモデル化した例である。99 要素モデル、895 モデル、7779 モデルの最小粒子間距離は、それぞれ 5.09mm, 2.54mm, 1.27mm と 4:2:1 となっている。

4-2. 要素間 bonding の導入

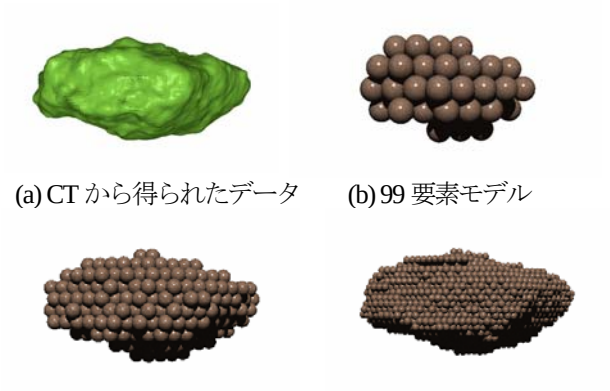
粒子破砕を DEM で解析する際には、初期に粒子を構成する要素間に bonding バネ(引張りに抵抗するバネ)を設定するのが普通である。ただし、材料物性が増加するのは実用のためには望ましくないため、以下に示すアルゴリズムを採用している [16]。

(1) bonding バネは、粒子間の接触バネと共通に用いる。(つまりバネの数やバネ定数パラメータは増えない。)粒子形状のモデリングの際に設定する「要素間初期食い込み量 δ_0」のみが新しいパラメータとなる。

(2) 粒子内部の bonding は、初期食い込みに対して発生する反発力をキャンセルするような内部拘束力をあらかじめ付与することで表現する。粒子が変形して粒子内部の接触点に引張り力が作用し、食い込み量が０になるか、接触点で滑りが発生する($f_S > \mu f_n$ となったとき)と、内部拘束力は消失するものとする。実際は、せん断方向接触力がある程度作用している状態で f_n が減少して行き、あるところで滑りにより内部拘束力が消失することになる。なお、本研究では μ=0.5 としている [13,15]。

(3)元々離れていた粒子間の相互作用力に関しては、通常の DEM に準じる。

(4) プログラムでは初期 step で内部拘束力を自動計算するため、入力ファイルを新たに作成する必要はない。



(a) CT から得られたデータ　(b) 99 要素モデル

(c) 895 要素モデル　(d) 7779 要素モデル

図-7 粒子 no.1 の個別要素モデル化

4-3. バネ定数の決定

要素間のバネ定数を k_n, k_s とする。コンガラ内部は粒状体のように点接触をベースとする微視構造を有していないため、要素間バネは線形で良い。このとき、粒子固体のヤング率 E とポアソン比 ν は、粒状体のマイクロメカニックス理論 [17,18]に基づいて以下のように与えられる。

$$E = \frac{4r^2 N}{3V_R}(2k_n + 3k_s)\left(\frac{k_n}{4k_n + k_s}\right) \tag{7}$$

$$\nu = \frac{k_n - k_s}{4k_n + k_s} \tag{8}$$

ここで V_R (充分な数の要素を含む代表体積)および N (代表体積中の接触点数)を間隙比 $e = V_R / V_S - 1$（V_S は粒子部分の体積で $4\pi r^3 N_p / 3$，r は球要素の半径，N_p は代表体積中の要素数）及び配位数(粒子１個当たりの接触点数) $n = N / N_p$）を用いて表すと、

$$\frac{N}{V_R} = \frac{3n}{4\pi r^3 (1+e)} \tag{9}$$

さらに、六方最密充填構造での配位数と間隙比の関係 (n=12, e=0.3504)を用いると

$$\frac{N}{V_R} = \frac{9}{3.35\pi r^3} \tag{10}$$

これを用いると

$$E = \frac{12}{3.35\pi r}(2k_n + 3k_s)\left(\frac{k_n}{4k_n + k_s}\right) \qquad (11)$$

これらの式より、

(1)ヤング率がバネ定数に比例すること

(2)モデル化に用いる要素半径が半分になれば、同じk_n, k_sを用いても粒子のヤング率は２倍になること

(3)ポアソン比はこれらに依存せず、k_n / k_sによってのみ決まること

などが示される。

ただし、ポアソン比に関しては、マイクロメカニックスモデルの精度は問題があるという指摘がある。従ってここでは、１次元粒子配列の弾性波速度とバネ定数の関係

$$V = r\sqrt{\frac{k}{m}} \qquad (12)$$

および連続体の関係式

$$\gamma V_p^{\ 2} = \frac{1-\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}E \qquad (13)$$

$$\gamma V_S^{\ 2} = \frac{E}{2(1+\nu)} \qquad (14)$$

を用いて得られる式

$$k_n : k_s = V_P^{\ 2} : V_S^{\ 2} = \frac{2(1-\nu)}{1-2\nu} : 1 \qquad (15)$$

によりk_n / k_sを求めることとする。

具体的な値としては、前述の標準的な普通コンクリートの値(E=28(GPa), ν=0.2)を用いると$k_n : k_s = 2.67 : 1$となり、

$$k_s / r = 12.86(GPa) \qquad (16)$$

となる。更に、例えば7779要素モデル(r=0.6427mm)を用いる場合には、$k_s = 8.26\times10^6(Pa\cdot m) = 8.26\times10^9(g/s^2)$、$k_n = 2.205\times10^{10}(g/s^2)$と、具体的な値が決定できる。

図-8はこのようにして設定したバネ定数を用いて、単粒子破砕シミュレーションを行った時の荷重-変位曲線を示している。ここでの初期食い込み量δ_0と最小要素間隔wの比は(δ_0 / w)=0.01 程度に設定してあるが、これについては後述する。得られた曲線は、粒子形状に起因するRの値の不確かさはあるにせよ、Hertz 理論による弾性カーブと良い一致を示しており、要素間バネの設定手法が有効であることを裏付けている。また、要素間バネは線形にも関わらず、荷重-変位曲線が下向き凸になっているのは、解析において上下の平板と粒子との接触面積(解析では接触要素数)が荷重と共に増加する効果が自然と入っていることによる。

また、破砕に必要な変位は 1.3mm となっており、粒子高さ 21.7mm に対して約 6%の圧縮ひずみとなっている。

なお、図におけるRは前述の通り粒子と板の接触点での曲率半径であり、粒子形状によって変化するものである。

さて、図-8 と図-2(a)の粒子 no.1 の荷重-変位曲線を比較すると、大きく値が異なっていることがわかる。これは、前述の通り、実験で用いたコンガラが普通コンクリートに比べて劣化していることのほか、実際の材料の接触点での

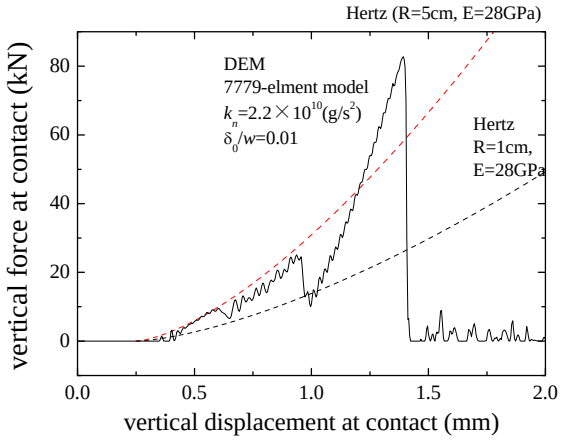


図-8 普通コンクリートの物性値を用いた場合の接触点での荷重-変位関係(DEM)と Hertz 理論の比較

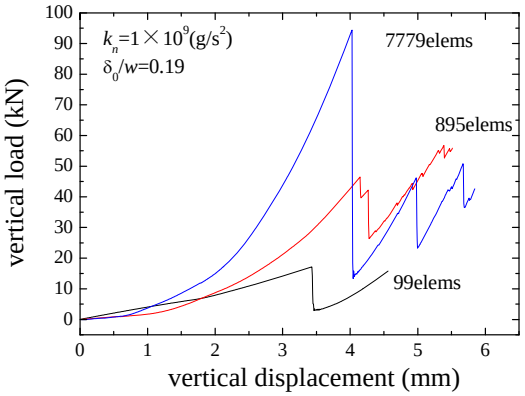


図-9　要素分割数の影響($k_n = 1\times10^9(g/s^2)$)

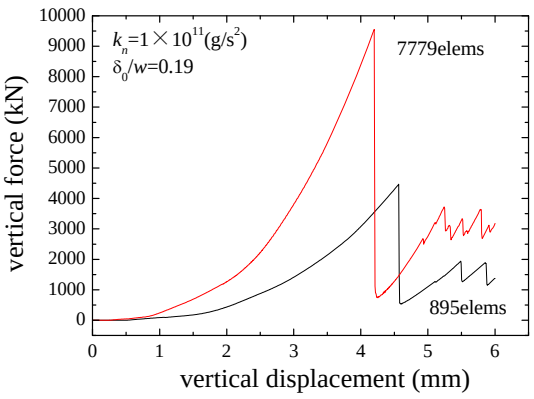


図-10　要素分割数の影響($k_n = 1\times10^{11}(g/s^2)$)

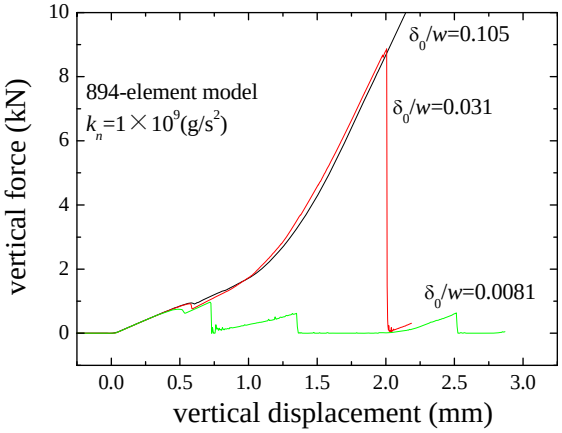


図-11　初期食い込み量比(δ_0 / w)の影響

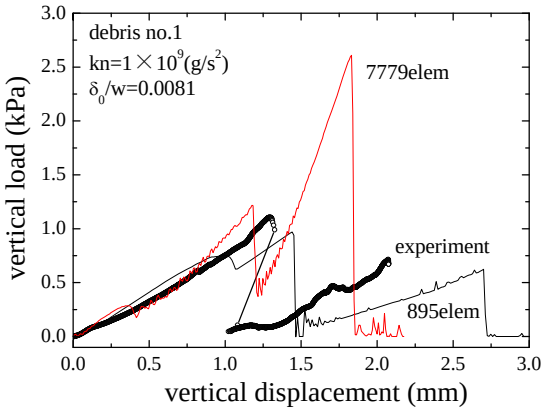
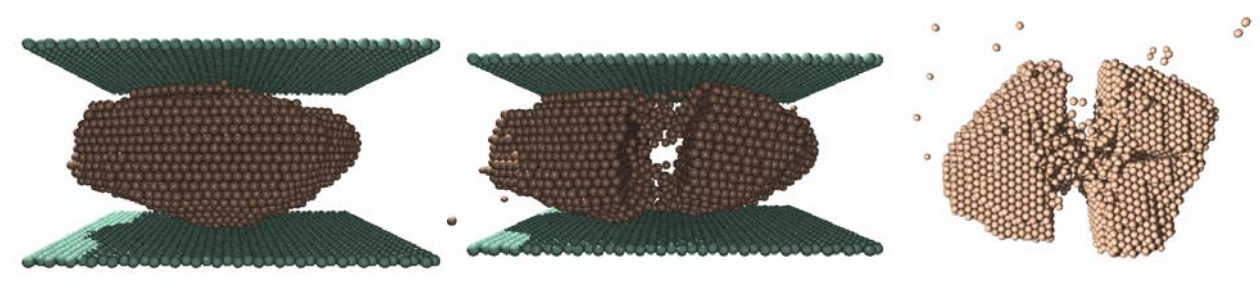


図-12　実験の定量評価シミュレーション



(a)初期状態　(b) 垂直変位 1.25mm 付近の破砕直後(前)　(c) 垂直変位 1.25mm 付近の破砕直後(上)

図-13　破砕解析のスナップショット(7779 要素モデル)

凹凸が原因であると考えられる。

4-3. 弾性係数、要素数および初期食い込み量が解析結果に及ぼす影響の検討

図-9 はバネ定数や初期食い込み量を同じにして、要素数のみを変化させたときの荷重-変位曲線である。これより、バネ定数が同じなら、要素半径(4:2:1)に反比例して弾性係数が上昇している様子が分かる。ただし、粒子破砕を生じる変位量δ_Cはほぼ一定となっている。破砕は粒子間の初期食い込み量δ_0が 0 となることをきっかけに突然発生するため、ポアソン比(変形の縦横比)が同じならば、同じ鉛直変位で破砕が生じるのは納得できる。

図-10 はバネ定数を図-9 の 100 倍にした結果である。図-9 と比較すると弾性係数が 100 倍程度となっており、その結果破砕強度も 100 倍程度となっているが、やはり粒子破砕を生じる変位量δ_Cは変わらないことがわかる。

図-11 は、バネ定数および要素数を固定して、δ_0 / wを変化させた結果である。これより、δ_0 / wを変えても弾性挙動はほとんど変化しないが、粒子破砕を生じる変位量δ_Cは大きく変化することがわかる。

以上の結果より、DEM による粒子破砕解析においては、粒子剛性および設定する要素半径からバネ定数を定め、破砕強度は、初期の要素食い込み量で制御すればよいことがわかる。

図-12 は、初期食い込み量を調整して得られた解析結果と実験結果を比較したものである。要素数 895 モデルと 7779 モデルの双方とも、垂直変位 1.25mm 付近の荷重降下を良好に表現している。しかしながら、7779 モデルの場合には、その後再び荷重が増加し、垂直変位 1.25mm 付近で最終的な破砕に至っている。この差異は、粒子と平面での接触点状況などが影響していると考えられるが、破砕という現象の再現の難しさを考えると、実験をある程度定量的に再現できていると評価できる。

初期要素食い込み量δ_0 / wは破砕を規定する物性値であるが、これを一定として様々な形状の粒子の破砕解析を行い、実験値と比較することで、粒子形状が破砕特性に及ぼす影響を検討することが可能となる。

最後に図-13 は、図-12 の 7779 要素モデルにおける破砕の様子のスナップショットである。図-3 および図-4 と比較すると、大まかな破砕形状は一致している。規則配列の場合、破砕はある特定の面に発生しやすいため、破砕後の粒子分割の様子の再現など、より精度の高い解析を行うためには、ランダム配列などのモデル化も検討する必要がある。

5. おわりに

コンクリートガラの再利用を意図して、粒子の破砕特性

およびメカニズムを実験と数値解析により検討した。得られた知見をまとめると、以下のとおりとなる。

(1)実際の建設現場で発生したコンクリートガラの単粒子破砕試験を行った。Hertz 理論と比較することにより、コンガラのヤング率は標準コンクリートの 1/2～1/20 程度になることがわかった。ただしこれは、元のコンクリートの経年劣化や解体時の微小ひび割れ導入などの実質的なヤング率低下と共に、コンガラ粒子の全体的な形状や、表面の凹凸によって、接触点の曲率半径が粒子半径と異なっているという影響を含んでいる。また、破砕荷重および破砕する鉛直変位は大きくばらついたが、これも粒子形状の差異が原因の一つとなっている可能性がある。

(2)破砕強度を粒子高さの２乗で除して得られる破砕強度は粒子サイズの影響を受け、log-log プロットでの勾配は-2.5 程度となった。

(3)破砕試験前後の粒子の X 線 CT 撮影を行った結果、粗骨材もマトリックスと同様に破砕していることがわかった。これも破砕強度のばらつきの原因となると考えられる。

(4)CT 撮影によって得られた不規則形状粒子を個別要素法でモデル化し、単粒子破砕シミュレーションを行った。粒状体のマイクロメカニックス弾性理論を用いて求めた bond のバネ定数は、Hertz 理論と良く一致した。また、粒子の弾性係数が bond のバネ定数と線形関係にあること、分割粒子数と反比例の関係にあることも理論と一致した。

(5)要素の初期食い込み量比 δ_0 / w を制御することで破砕荷重及び破砕変位を制御することができる。これは弾性挙動とは独立に設定できる。これを適切に設定した解析は、実験と定量的に良く一致した。ただし δ_0 / w を与える物理的妥当性については今後検討する必要がある。

今後は、実験で用いた様々な粒子の破砕解析を、内部の不均質性も考慮して行い、その統計的処理によって、粒子破砕に及ぼす粒子形状の影響、内部不均質性の影響等について検討する予定である。

参考文献

1) 粉体工学会編：粉体工学便覧-第二版-, 日刊工業新聞社, 1998.
2) 土質工学会編：ロックフィル材料の試験と設計強度, 1982.
3) 池間健仁、松島亘志、山田恭央：コンクリートガラの粒子破砕強度、土木学会年次学術講演会概要集, III-234, 2008.
4) Hertz, H.: Über die Berührung fester elastischer Körper (On the contact of elastic solids), J. reine und angewandte Mathematik, 92, 156-171, 1882.
5) Johnson, K.L.: Contact mechanics, Cambridge University Press, 1985.
6) 土木学会編：コンクリート標準示方書, 2007.
7) 小林一輔：最新コンクリート工学, 森北出版.
8) Nakata, Y., Kato,Y. Hyodo M., Hyde, A. L. & Murata, H. : One-dimensional compression behaviour of uniformly graded sand related to single particle crushing strength. Soils and Foundations, 41, No. 2, 39-51, 2001.
9) Robertson, D. : Computer simulations of crushable aggregates, Ph.D. dissertation, Cambridge University, 2000.
10)Jensen, R. P., Plesha, M. E., Edil, T. B. and Bosscher, P. J., DEM simulation of particle damage in granular media – structure interfaces, The international journal of Geomechanics, Vol.1, No.1, 21-39, 2001.
11)Lobo-Guerrero, S. and Vallejo, L. E., Modeling granular crushing in ring shear tests: experimental and numerical analyses, Soils and Foundations, Vol. 46, No.2, 147-157, 2006.
12)Cheng, Y.P., Bolton, M.D. and Nakata, Y. : Crushing and plastic deformation of soils simulated using DEM, Geotechnique, Vol.54, No.2, pp.131-141, 2004.
13)Matsushima, T. and Saomoto, H. : Discrete element modeling for irregularly-shaped sand grains, Proc. NUMGE2002: Numerical Methods in Geotechnical Engi-neering, Mestat (ed.), pp. 239-246, 2002.
14)Munjiza, A. and Latham, J.P. : Computational challenge of large scale discontinua analysis, Proceedings of the third international conference on DEM, Cook, B.K and Jensen R.P eds., ASCE, 5-10, 2003.
15)Matsushima, T., Katagiri, J., Uesugi, K., Tsuchiyama, A., Nakano, T.: 3-D Shape Characterization and Image-based DEM simulation of Lunar soil simulant, FJS-1, Journal of Aerospace Engineering, ASCE, 21,1,pp.15-23, 2009.
16)松島亘志：線分要素 DEM による亀裂性岩盤の二次元破壊解析, 実務利用を目指すマイクロジオメカニックスに関するシンポジウム論文集, pp.27-30, 2008.
17)Chang, C.S., Misra, A. : Application of uniform strain theory to heterogeneous granular solids, Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 116(10), 2310-2328, 1990.
18)地盤工学会編：土の弾塑性構成モデル, 地盤工学・基礎理論シリーズ 3, 2009.

（2009 年 4 月 9 日　受付）