

個別要素法のコンクリート破片飛散シミュレーションへの応用

Application of Distinct Element Method for Simulation of Concrete Fragment Dispersion

原木 大輔*・香月 智**・藤掛 一典***

Daisuke Haraki, Satoshi Katsuki and Kazunori Fujikake

*学生会員 修(工) 防衛大学校理工学研究科 建設環境工学科 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

**正会員 工博 防衛大学校教授 建設環境工学科 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

***正会員 博(工) 防衛大学校助教授 建設環境工学科 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

When an impact load acts on the concrete members or structures, the local failure at the impact point induces the fragment dispersion which may threaten the safety of lives and/or valuable equipments. As a basic step to solve the secondary problem caused by the impact loading, this paper studies on the application of a 3-D distinct element method for behavior of the fragments observed in the high speed loading test of concrete specimens. The way to determine the parameters of constitutive laws from tri-axial static and/or high speed loading tests is also discussed.

Key Words: 3-D distinct element method, Impact load, Concrete failure, Fragment, Secondary damage

1. 緒 言

コンクリート構造物が衝撃力を受ける場合、構造破壊に至る前段階として、表面破壊、裏面剥離、衝突物の貫入・貫通などのコンクリート片の飛散現象をともなう破壊形態が生じる。このような局所的な破壊は、構造全体の安全性に直接影響することはないが、破片によって構造物近辺、もしくは内部にある設備や人命の安全性を脅かす二次被害の可能性もある。このような飛散片による二次被害が問題となる場合には、その挙動を解析する手法が必要となる。

個別要素法は解析媒体を剛体要素の集合体と考え、接触した要素間にばねを設定し力のやり取りをさせ、個々の要素ごとに独立した運動方程式を立て、要素の挙動を追跡し解析するものである¹⁾。この手法は P.A.Cundall²⁾によって提案され、当初は壁面を有する岩塊群の解析などに適用された。その後、粒状体や流体

の力学的挙動の数値解析に適用されてきた^{3~5)}。また、要素間ばねに固体としての性質を与えることで、固体の破壊現象にも適用されてきており^{6~11)}、個別要素法は衝撃荷重を受けるコンクリート構造物の破砕片のシミュレーション解析への適用性が高いと考えられる。

ただし、個別要素法は材料のマクロな物性から要素間ばねの構成則、すなわちミクロな物性を決めるため、経験的・直感的に設定したばね係数を決定しなければならないという難点がある。この点について、阿部¹²⁾による理論的な設定法の提案や小国¹³⁾による FEM との等価性について説明した論文が発表されるなど連続体挙動への適用性も徐々に広がっている。

このような観点から、著者らはコンクリート材料の解析法を研究するため、三次元個別要素法の解析プログラムを作成し、まず静的載荷時のモール・クーロンの破壊基準の形状や粘着力と摩擦角が破壊形態に及ぼす影響について検討した¹⁴⁾。さらに、これらの成果を基に次

の段階として、高速载荷を受けるコンクリート供試体の破壊挙動への個別要素法の適用を試みた¹⁵⁾。その結果、静的载荷実験および高速载荷実験のシミュレーション解析で、荷重～変形関係において初期勾配、降伏点をおおむねシミュレートできた。しかし、コンクリート破砕片の飛散挙動は、破壊前のひずみエネルギーの蓄積とその解放を支配する軟化領域の構成則が重要と考えられるにもかかわらず、降伏後の軟化挙動についてはうまくシミュレートできず、軟化領域の制御についての課題が残されたままである。

そこで本研究は、個別要素法による破砕片シミュレーション法に軟化領域の制御に改良を加え、その適用性について実験結果と比較することにより検討したものである。

2. 解析手法

2.1 基本式

本解析では、コンクリートを細かい球形要素の集合体と考え、図-1 に示すような要素モデルについて、三次元における運動方程式をオイラー法に比べて計算結果が安定して得られる中心差分法¹⁴⁾を用いて解く。ただし、速度項は後進差分とした。すなわち、

$$\ddot{\mathbf{u}}(t) = \frac{\mathbf{u}(t + \Delta t) - 2\mathbf{u}(t) + \mathbf{u}(t - \Delta t)}{\Delta t^2} \quad (1)$$

$$\dot{\mathbf{u}}(t) = \frac{\mathbf{u}(t) - \mathbf{u}(t - \Delta t)}{\Delta t} \quad (2)$$

ここで、 $\mathbf{u}$: 変位ベクトル、 $(\cdot)$: 時間に関する1次微分。

これを運動方程式と連立して解き、次時点 $(t + \Delta t)$ における変位を次式によって求める。

$$\mathbf{u}(t + \Delta t) = \left(\frac{\mathbf{M}}{\Delta t^2} \right)^{-1} \left\{ \mathbf{F}(t) - \mathbf{K}\mathbf{u}(t) + \mathbf{D} \frac{\Delta \mathbf{u}}{\Delta t} \right\} + \{ 2\mathbf{u}(t) - \mathbf{u}(t - \Delta t) \} \quad (3)$$

ここで、 $\mathbf{M}$: 質量マトリクス、 $\mathbf{D}$: 減衰マトリクス、 $\mathbf{K}$: 剛性マトリクス、 $\mathbf{F}$: 外力ベクトル、 $\Delta \mathbf{u}$: Δt 秒間の $\mathbf{u}$ の増分。

2.2 構成モデル

図-1 に示す要素間の接触力は図-2 に示す法線方向ばねと接線方向ばね(合力方向)およびそれぞれに並列されたダッシュポットによって表す。

なお図中の記号は、 k_n : 法線方向のばね係数、 k_s :

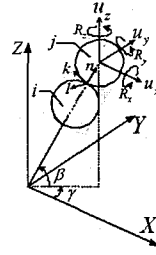


図-1 3次元全体座標系と局所座標系

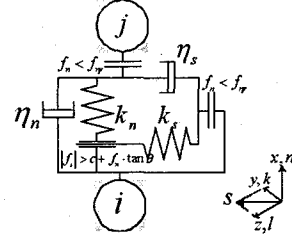


図-2 局所座標系における接触力モデル

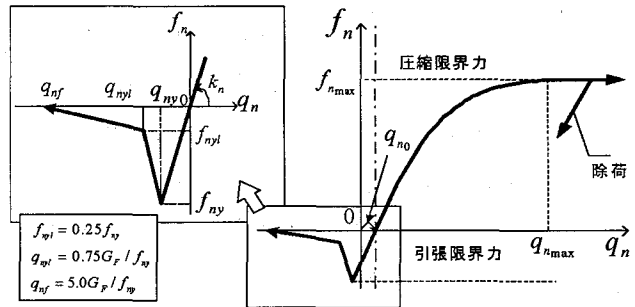


図-3 法線方向ばねの荷重～変形関係

接線方向のばね係数、 f_n : 要素に作用する法線方向のばね力、 f_s : 要素に作用する接線方向のばね力、 η_n : 法線方向の減衰係数、 η_s : 接線方向の減衰係数を示す。

法線方向のばねは図-3 に示すように、計算開始時に接触している要素間においては、その初期接触量 q_{n0} を差し引いて接触力を0とするものである。引張については引張強度に達するまでは線形弾性とし、その後は引張破壊エネルギー G_F によって軟化勾配を変化させる1/4モデル^{11, 16)}に従ってばね力を低減させた。ここで、引張破壊エネルギー G_F は次式によって求められ、単位面積当たりの、完全に開口したひび割れを形成するのに要するエネルギーに等しいとした¹⁷⁾。

$$G_F = 10(d_{\max})^{1/3} \cdot f_{ck}'^{1/3} \quad (4)$$

ここで、 $d_{\max}$: 粗骨材の最大寸法(mm)、 f_{ck}' : 圧縮強度(N/mm²)。

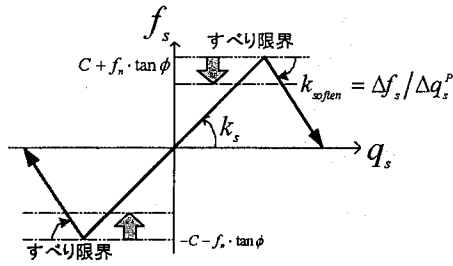


図-4 接線方向ばねの荷重～変形関係

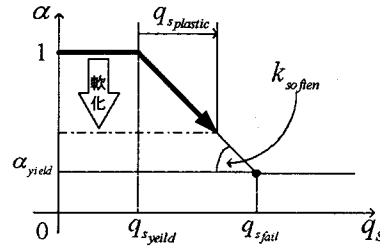


図-5 摩擦力・粘着力の低減

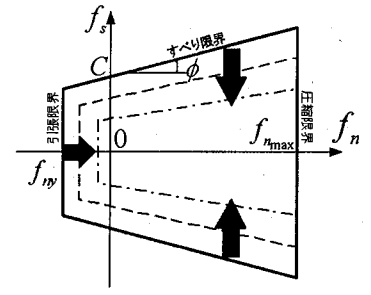
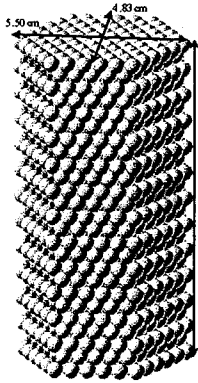
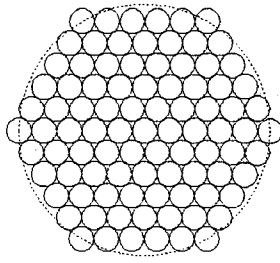


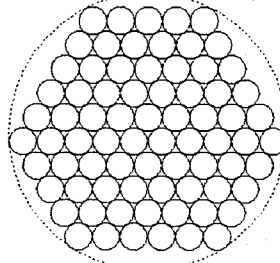
図-6 限界条件式の挙動



(a) 全体図



(b) 第Ⅰパターン



(c) 第Ⅱパターン

図7-解析モデル

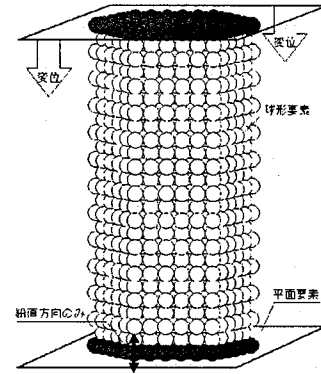


図-8 荷重方法

また、引張側終局変位 q_{ny} を超えた後の再接触では、引張に対して抵抗しないものとし、計算開始時に接触していない要素間においては、引張抵抗力は存在しないものとした。

法線方向の圧縮側にはコンクリートの非線形性を表現するために、任意の圧縮応力限界に漸近するポポビクス式^{14, 15)}による関係を与えた。

$$f_n = f_{nmax} (q_n / q_{nmax}) \frac{N}{(N-1) + (q_n / q_{nmax})^N} \quad (5)$$

ここで、 f_n :法線方向のばね力、 q_n :法線方向ばねの変形量、 f_{nmax} :法線方向ばねの強度(コンクリートの圧縮強度に相当するばね力)、 q_{nmax} :強度に対応するばねの変形量(最大荷重時の変形量に相当するばねの変形量)、 N :非線形パラメータ。

接線方向ばねは、図-4 に示すような線形モデルとし、モール・クーロンの限界状態に達すると塑性的に滑るものとした。

$$f_s = \bar{f}_s + k_s \Delta q_s \quad (6)$$

$$|f_s| \leq C + f_n \tan \phi \quad (7)$$

ここで、 f_s :要素に作用するせん断方向のばね力、 f_n :

要素に作用する法線方向のばね力、 $\bar{f}_s$:前段階のせん断方向のばね力、 k_s :接線方向のばね係数、 Δq_s :前段階からの接線方向ばねの変形量の増分、 C :粘着力、 $\tan \phi$:摩擦係数。

ただし、粘着力と摩擦角は図-5 に示すように塑性滑り量に比例して低下するものとした。すなわち、

$$C = \alpha C_0 \quad (8-a)$$

$$\tan \phi = \alpha (\tan \phi)_0 \quad (8-b)$$

$$\alpha = 1 \quad (q_s \leq q_{s,yield}) \quad (9-a)$$

$$\alpha = 1 - \left(\frac{1 - \alpha_{yield}}{q_{s,fail} - q_{s,yield}} \right) q_{s,plastic} \quad (q_{s,yield} < q_s < q_{s,fail}) \quad (9-b)$$

$$\alpha = \alpha_{yield} \quad (q_s \geq q_{s,fail}) \quad (9-c)$$

$$q_{s,plastic} = q_s - q_{s,yield} \quad (10)$$

$$q_{s,fail} = \left(\frac{R_i + R_j}{2} \right) \cdot \gamma_{s,fail} \quad (11)$$

ここで、 α :低減係数、 C_0 :初期の粘着力、 $(\tan \phi)_0$:初期の摩擦係数、 q_s :せん断方向の変形量、 $q_{s,yield}$:モール・クーロンのすべり限界条件に達したときのせん断方向の変形量、 $q_{s,plastic}$:せん断方向の塑性変形量、 $q_{s,fail}$:

せん断方向の破壊に相当する変形量, R :要素の半径,
 α_{yield} :最終縮小率, γ_{sfall} :軟化終了変形角.

上記の限界条件から法線方向ばね力とせん断ばね力は図-6 に示すような限界状態を有し, その限界線が塑性滑り量に応じて相似的に縮小することとなる.

2.3 解析モデル

後述するコンクリート円柱供試体の圧縮実験を解析するための要素配列モデルは, 図-7 (a) に示すものである. 要素間ばねの構成モデルが破壊に及ぼす影響を考察するため, 図-7 (b), (c) 示す第 I, 第 II パターンのような六角形配列を交互に積み上げ, 接触点数(配位数)に偏りがない最密充填配列とした. なお, 球形要素 2083 個で構成されている.

球形要素の直径は, 三軸圧縮試験の高さ 10cm, 直径 5cm の供試体では 5mm ($R=2.5\text{mm}$), 圧縮破壊実験の高さ 20cm, 直径 10cm の供試体では 10mm ($R=5.0\text{mm}$)とした.

そのうえで, 図-8 に示すように解析モデルの上下を平面要素ではさみ, 上側の平面を実験と同条件となる時間制御される変位を与えたとともに, 重力を外力として与えた. また, 端面摩擦を考慮してモデルの最上段, 最下段の球形要素は鉛直方向の自由度以外は拘束した.

3. 三軸試験結果による構成則パラメータ決定

個別要素法における要素間ばねの構成則パラメータは, 一般的な FEM に用いられる構成則パラメータと整合性をもって変換できるのが望ましいが¹³⁾, 仮にそうであったとしても, 具体的な数値は要素試験から得ることになる. ここでは, 上林・藤掛らが行った静的および高速載荷によるコンクリートに対する三軸圧縮試験結果を用いて, 構成則パラメータを決定する要領について記述する. 総じて言えば三軸圧縮試験結果により良く適合するようなパラメータを同定することになるが, その際, 従来の材料構成則の既往研究結果を準用して行った点について記述する.

本研究においては 2 つの実験結果に対して解析を行

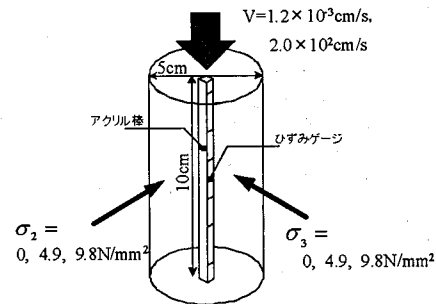


図-9 三軸圧縮載荷試験(上林ら¹⁸⁾)

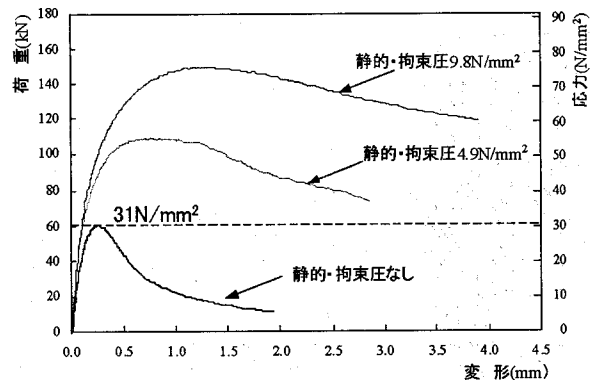


図-10 静的三軸圧縮実験結果(荷重～変形関係)

っている. 一つは, 本解析手法の妥当性を確認するために載荷速度・拘束圧条件の異なる圧縮載荷実験の荷重～変形関係をシミュレートしている. もう一つは, 本研究の目的である破壊片の飛散シミュレーションを行うために, コンクリート供試体に対して高速圧縮載荷条件で破壊実験を行った.

3.1 三軸圧縮載荷実験

上林ら¹⁸⁾は, コンクリート円柱供試体に対して三軸圧縮載荷試験を可能にする装置を開発し, 静的載荷および高速載荷実験を行った. その結果からひずみ速度効果や拘束圧効果について検討している. ここではその一部の実験結果について引用し, トレース解析が可能な構成則パラメータを決定する. コンクリート円柱供試体は図-9 に示すように, 直径 5cm, 高さ 10cm である. 拘束圧は 0, 4.9, 9.8 N/mm² の 3 種類でおこなっており, 拘束圧を与えない場合の強度は 31 N/mm² となる普通強度コンクリートである. 実験結果の荷重～変形関係を図-10 に示す. 側方拘束圧が大きくなると, 強度が大きくなり軟化勾配が小さくなることがわかる.

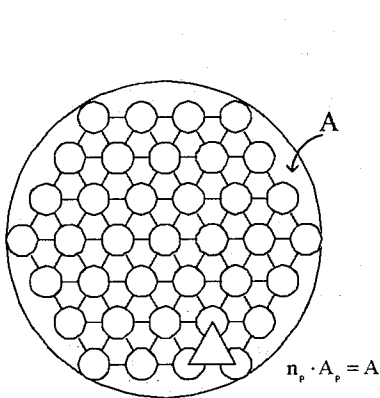


図-11 要素1個分の代表面積 A_p

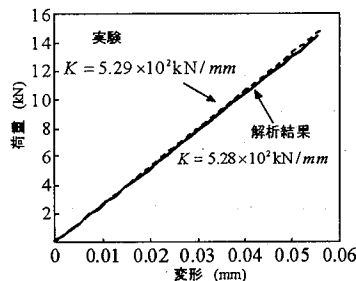
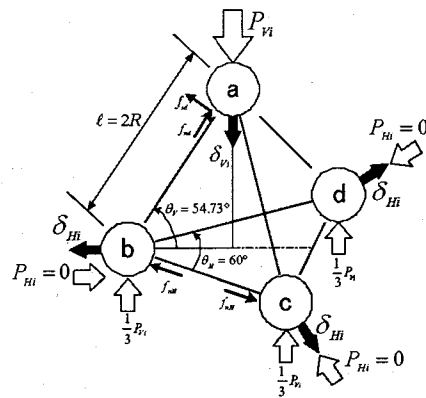
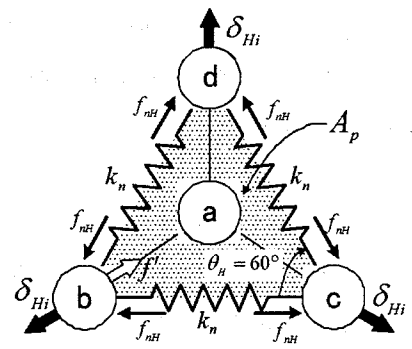


図-13 弾性範囲における
解析結果

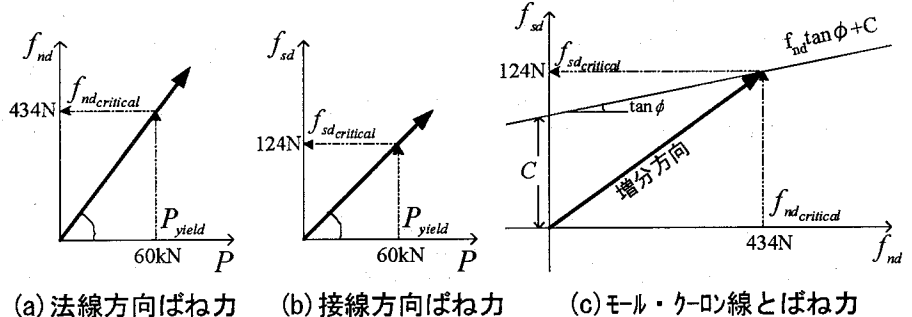


(a) 鳥瞰図



(b) 平面図

図-12 正四面体の頂点の球形要素と要素間ばね



(a) 法線方向ばね力 (b) 接線方向ばね力 (c) モール・クーロン線とばね力

図-13 弾性範囲における
解析結果

図-14 モール・クーロンパラメータの決定

3.2 静的無拘束載荷実験

(1) 弾性ばね係数の決定

コンクリートの圧縮試験結果より、強度の1/3までの圧縮力に至る間を線形仮定すると、ヤング係数 E およびポアソン比 ν が求められる。この際、圧縮方向の応力～ひずみ関係は次式となる。

$$\sigma_v = E \frac{1-\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \varepsilon_v + E \frac{2\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \varepsilon_H \quad (12)$$

ここで、 ε_v : 垂直方向のひずみ、 ε_H : 水平方向のひずみ。

ところで、図-7 に示した第Iパターン配列を上面から見て中心点を結ぶと図-11 のように n_p 個(この場合 75)の正三角形に近似的に代表面積を分割できる。この1個分を担当する構造を取り出すと図-12(a)のような正四面体をなす4個の粒子構造となっている。

図-12(a)の幾何学的関係により、ひずみは次式によって与えられる。

$$\varepsilon_v = \frac{\delta_v}{2R \sin \theta_v} \quad (13-a)$$

$$\varepsilon_H = -\frac{\delta_H}{2R \sin \theta_H} \quad (13-b)$$

ここで、 δ_v : i 番目の四面体構成要素群の要素 a の垂直方向変位、 δ_H : i 番目の四面体構成要素群の要素 b, c, d の水平方向変位、 θ_v : 正四面体 $abcd$ において辺 $a-b$ と底面がなす角($=54.73^\circ$)、 θ_H : 正四面体 $abcd$ において底面の各辺がなす角($=60^\circ$)。

よって、この1セットの要素群の垂直方向の荷重と変形の関係は次式となる。

$$P_v = \sigma_v A_p = \frac{A_p E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left((1-\nu) \frac{\delta_v}{2R \sin \theta_v} - 2\nu \frac{\delta_H}{2R \sin \theta_H} \right) \quad (14)$$

ここで、 $A_p = A/n_p$ 、水平方向の拘束力を0とすると、次式が成立する。

$$\varepsilon_H = \nu \varepsilon_v \quad (15)$$

ここで、ばねの変形適合条件が次式で与えられる。

$$\delta_{nd} = \delta_v \sin \theta_v - \delta_H \cos \theta_v \quad (16-a)$$

$$\delta_{sd} = \delta_v \cos \theta_v + \delta_H \sin \theta_v \quad (16-b)$$

$$\delta_{nH} = \delta_H / \sin \theta_H \quad (16-c)$$

$$\delta_{sH} = 0 \quad (16-d)$$

ここで, δ_{nd} , δ_{sd} :要素(a-b), 要素(a-c), 要素(a-d)間のそれぞれ法線, および接線方向ばねの変形量, δ_{nh} , δ_{sh} :要素(b-c), 要素(c-d), 要素(d-b)間のそれぞれ法線, 接線方向ばねの変形量.

また, つり合い条件として次式が成立する.

$$P_n = 3 \times (f_{nd} \sin \theta_v + f_{sd} \cos \theta_v) \quad (17-a)$$

$$P_H = f_{nd} \cos \theta_v - f_{sd} \sin \theta_v + f_{nh} / \sin \theta_H = 0 \quad (17-b)$$

ここで, f_{nd} , f_{sd} :要素(a-b), 要素(a-c), 要素(a-d)間のそれぞれ法線, 接線方向ばねに生ずるばね力, f_{nh} :要素(b-c), 要素(c-d), 要素(d-b)間の法線方向ばねに生ずるばね力.

これらの条件式と弾性構成則とを連立して解くと,

$$k_n = \frac{1}{3} \cdot \frac{A_p}{A} \cdot \frac{\ell}{2R \sin \theta_v} \cdot \frac{1}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left\{ (1-\nu) + 2\nu \frac{\cos \theta_v}{\sin \theta_H} \right\} K \quad (18-a)$$

$$k_s = \frac{1}{3} \cdot \frac{A_p}{A} \cdot \frac{\ell}{2R \sin \theta_v} \cdot \frac{1}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left\{ (1-\nu) - 2\nu \frac{\sin^2 \theta_v}{\sin \theta_H \cos \theta_v} \right\} K \quad (18-b)$$

ここで, K :静的無拘束実験の供試体の剛性(N/mm), ℓ :供試体の高さ, A :供試体の断面積.

このようにして求めたばね係数をもとに弾性応答範囲の荷重～変形関係を解析すると図-13 のようになり, 実験結果をよく再現できていることがわかる.

このような線形関係が成立すると, 同時に垂直荷重とばね力に線形関係が図-14 (a), (b) のように成立する. すなわち,

$$f_{nd} = \frac{\sin \theta_v \sin \theta_H (\sin^2 \theta_v - \nu \cos \theta_v \sin \theta_H)}{3 \sin \theta_H (\sin^2 \theta_v - \nu \cos \theta_v \sin \theta_H) - 8\nu} P_n \quad (19-a)$$

$$f_{sd} = \frac{3 \cos \theta_v \sin \theta_H (\sin^2 \theta_v - \nu \cos \theta_v \sin \theta_H) - 8\nu}{3 \sin \theta_H (\sin^2 \theta_v - \nu \cos \theta_v \sin \theta_H) - 8\nu} P_n \quad (19-b)$$

(2) モール・クーロンパラメータの決定

これらのばね力間に線形関係が成立すると, 図-14(c)に示すように, 接線ばね力～法線ばね力面において, 2つのばね力の増分方向は一意に決定されることになる. この際, 実験結果において得られる垂直力のピーク値 P_{yield} において, モール・クーロン線に交差するようにモール・クーロンの基準線を概定すれば, 実験値の強度と解析値をほぼ一致させることができる. ただし, 本研究では垂直方向ばねは, 式(5)で与える非線形関数

表-1 静的載荷実験解析のパラメータ

載荷速度 拘束圧	高速載荷		
	0.0MPa	4.9MPa	9.8MPa
ばね定数	法線方向 k_n		
	6.77×10^4 N/mm		
	接線方向 k_s		
	4.14×10^4 N/mm		
減衰定数 h	0.05		
粘着力 C	52N		
摩擦角 ϕ	20°		
引張限界力 f_w	-12N		
引張破壊エネルギー G_f	68 (J/m ²)		
軟化終了変形角 $\gamma_{s,fall}$	0.1	0.38	0.55

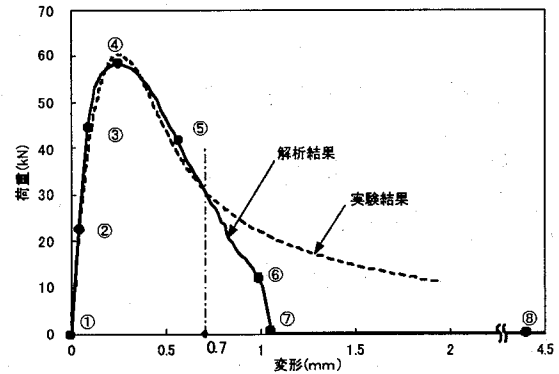


図-15 静的無拘束時の解析結果

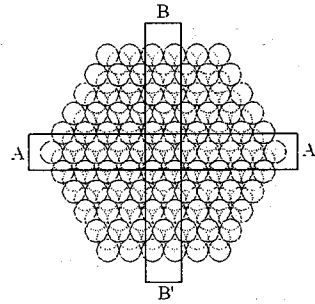


図-16 断面 A-A', 断面 B-B'

となるので, 微修正を要する. このようにして決定された構成則パラメータは, 表-1 に示すものとなった. ばね係数だけでなく粘着力や引張限界力は球形要素の投影面積を反映しているため, 要素の半径の影響を受ける. また, 減衰定数は, $h \geq 0.05$ とすると変位を過小評価する傾向があるとの報告¹⁹⁾もあるが, ここでは安定した解が得られるため 0.05 とした. なお, 最大荷重後の軟化勾配を制御する軟化終了変形角 $\gamma_{s,fall}$ については, パラメトリックに一致する値を探した結果 0.1 としている.

図-15 に解析によって得られる荷重～変形関係を実験値と比較して示す. 解析は変形量 0.7mm までの非線形挙動をよくトレースできている.

ここで, 破壊に至る過程を分析するため図-16 に示す A-A' 断面および B-B' 断面における接触力・移動ベクト

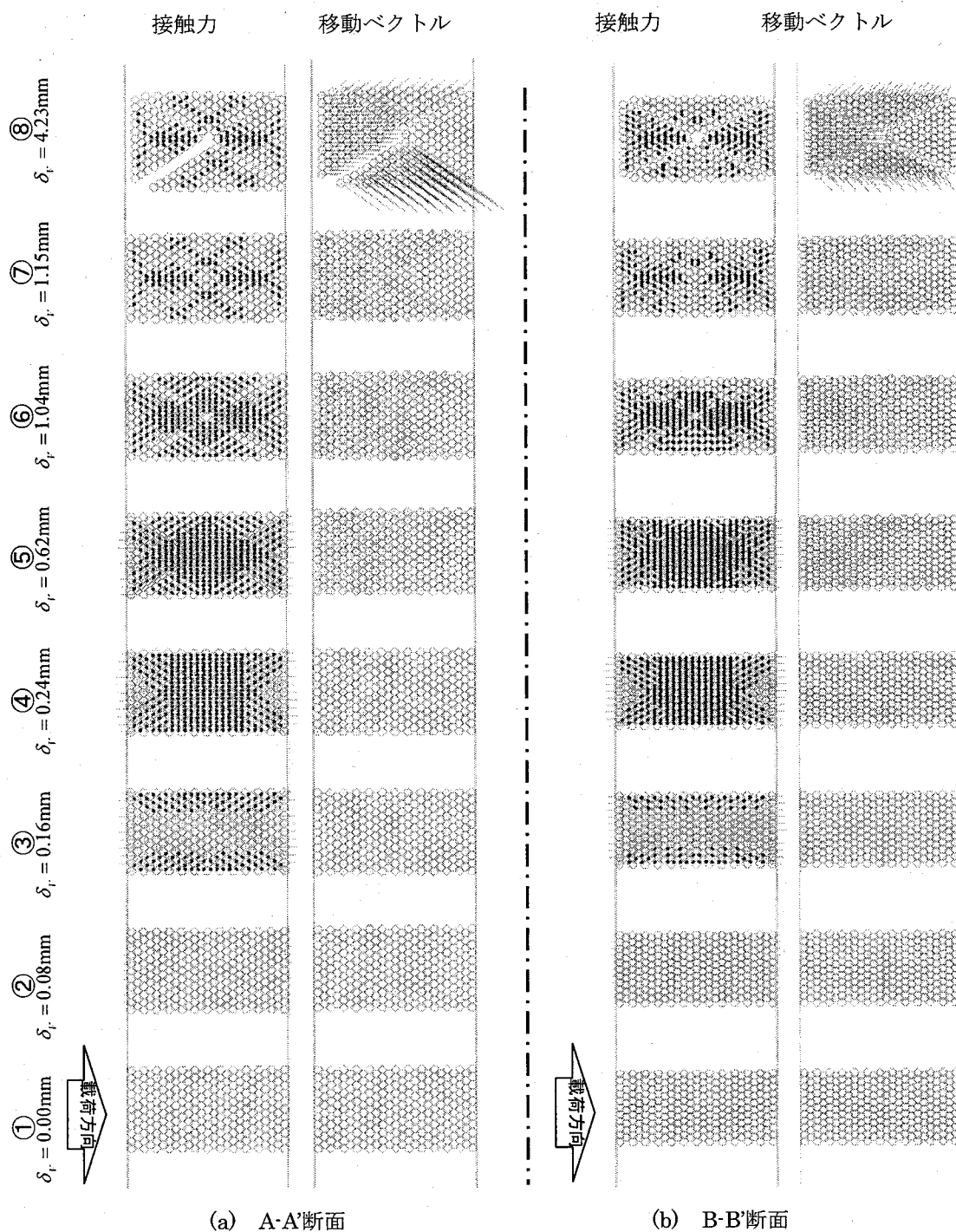


図-17 接触力・移動ベクトル(拘束圧 0.0 N/mm^2) (90° 左回転図示)

ル分布を図-17に示す。図中の番号①～⑧は図-15に示した荷重～変形関係の各段階の番号と対応している。図-17(a)より、①、②の弾性域では変形の増加に応じて接触力が増加している。③の $\delta=0.16\text{mm}$ では●で示した接触間において滑り変形がモデル表面から発生しており、④の最大耐力時ではその分布がモデル全体に

広がっている。⑤～⑦に示したようにさらに変形が進むと供試体内部をクロス状に貫くように破壊面が形成され、接触力は徐々に低下している。これは図-15の荷重～変形関係の荷重の軟化過程と対応している。⑧の $\delta=4.23\text{mm}$ では、左側の塊だけが破壊面に沿って滑り落ち、対称性が失われている。図-17(b)の断面 B-B'で

は、断面 A-A'と同様に①, ②に示した弾性域では変形の増加に応じて接触力が増加し, ③の $\delta=0.16\text{mm}$ では●で示した滑り変形がモデル表面から発生している。④の最大耐力時にはその分布がモデル全体に広がり, ⑤～⑦に示したようにさらに変形が進むと、クロス状の破壊面が形成され、接触力は徐々に低下している。ただし、上下の接触力はあまり対称性が保たれていないのが断面 A-A'とは異なる。これは断面 B-B'は要素の配列によって非対称性を有しているからである。⑧の $\delta=4.23\text{mm}$ では、破壊面に沿ってさらに変形している。

3.3 静的実験における拘束圧の影響

図-10に示した実験結果によると、静的载荷において拘束圧を与えると、①最大荷重が上昇する、②軟化勾配が小さくなるという二つの影響が現れている。本研究では拘束圧を図-18に示すように、外側の要素の投影面積比例した外力として与えた。図-19にこの拘束圧を与えた場合の解析結果を示す。解析では拘束圧の増加によって最大荷重が大きくなり、その値も実験値と概ね一致している。すなわちモール・クーロンの $\tan \phi$ の項が適切に働いている。しかし、解析では最大耐力後の耐力の減少が実験結果に比べて大きい。その勾配は拘束圧 0kN の場合とほぼ等しくなっている。すなわち、解析では拘束圧を与えるとモール・クーロンの限界条件における $f_n \tan \phi$ 項によって耐力が増加することになる。

しかし、その後の降伏曲面の縮小については式(9)～(11)および図-4のように塑性変形量 $q_{s,plastic}$ と $q_{s,fail}$ によってのみ支配されることになる。拘束圧によって軟化勾配が変化することはない。そこで、 $\gamma_{s,fail}$ に拘束圧の効果を考慮できるように次式の実験式を用いるものとした。

$$\gamma_{s,fail} = q_{s,fail} / \left(\frac{R_i + R_j}{2} \right) = \left[\left(\frac{P_n}{C} \right) \xi + \eta \right] \quad (20)$$

ここで、 P_n :法線方向の接触間ばねに生じる力、 C :粘着力、 ξ , η :定数。

ここで、 $\xi=5.44 \times 10^{-2}$, $\eta=-1.77 \times 10^{-1}$ を用いると実験の状況と一致することになり、具体的には表-1に示す $\gamma_{fail} = 0.38$ ($\sigma_2 = \sigma_3 = 4.9\text{N/mm}^2$), 0.55 ($\sigma_2 = \sigma_3 = 9.8\text{N/mm}^2$)となる。

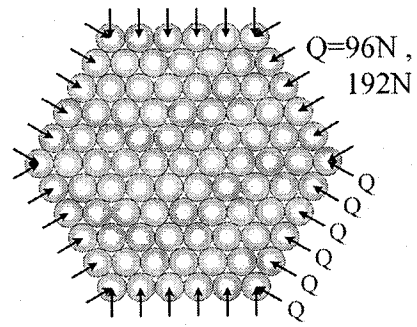


図-18 拘束圧の与え方

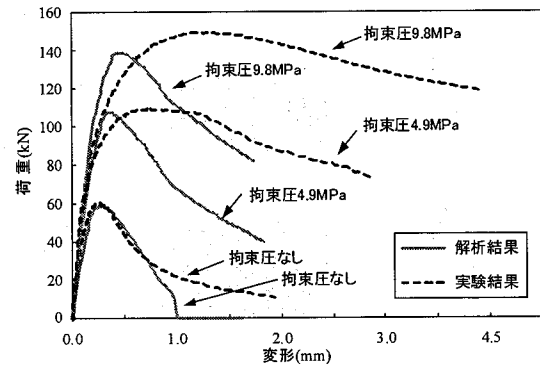


図-19 拘束圧の影響

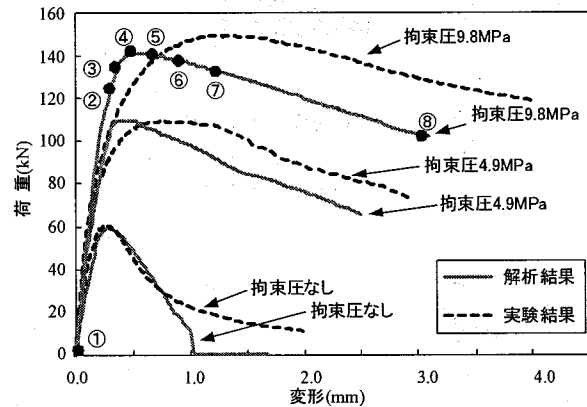
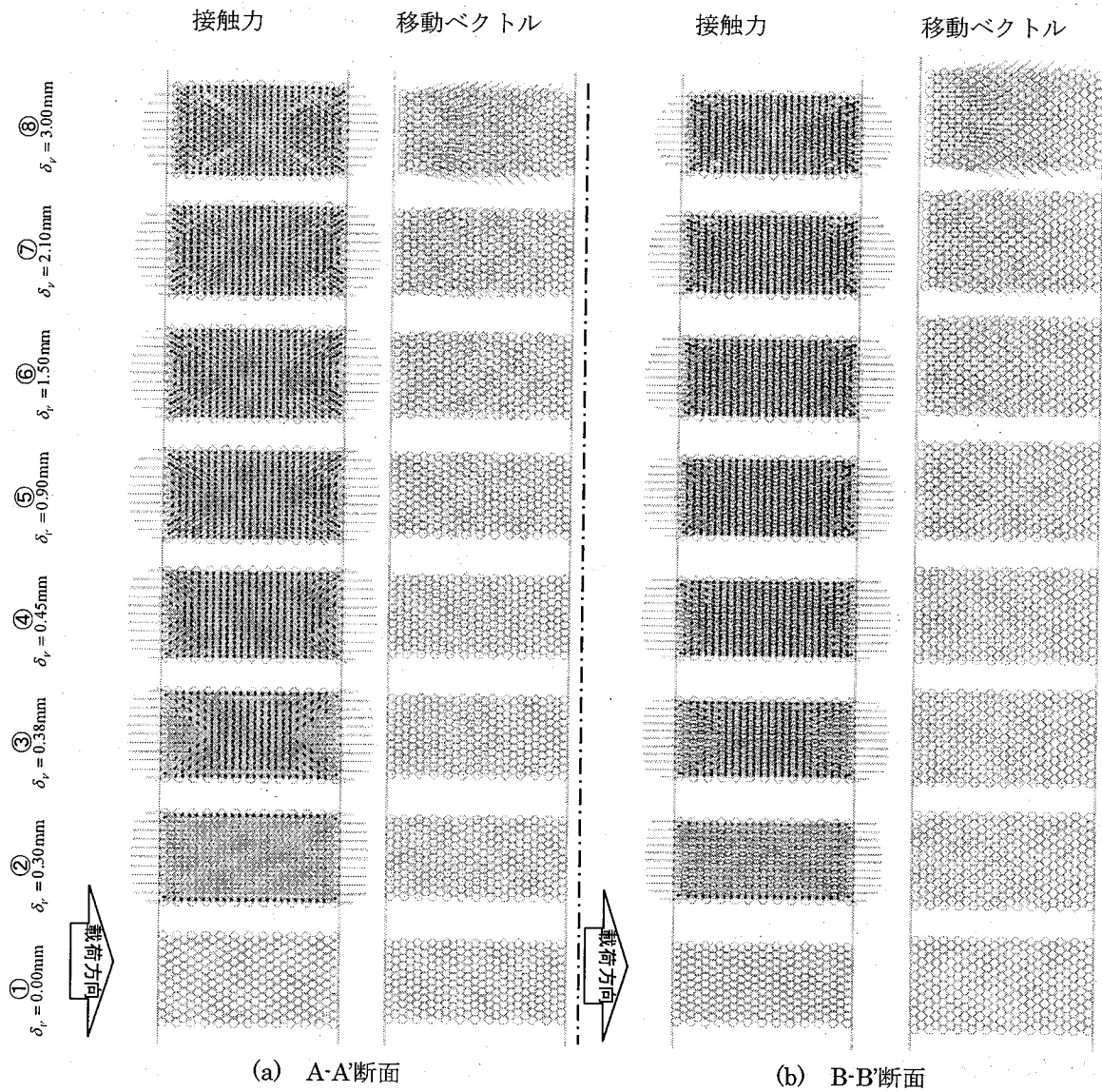


図-20 拘束圧の影響(軟化勾配修正)

これを用いた解析結果は、図-20の荷重～変形関係になり、実験結果をほぼシミュレートできる。図-21には拘束圧 9.8N/mm^2 におけるA-A'断面およびB-B'断面におけるそれぞれにおける接触力・速度ベクトル・移動ベクトル分布を示す。図中の番号①～⑧は図-20の番号と対応している。図-21(a)のA-A'断面では、①の $\delta=0.00\text{mm}$ において拘束圧が作用しているため横方向の接触間力に圧縮力が生じていることがわかる。②の $\delta=0.30\text{mm}$ でモデル表面に生じた滑り変形の分布は変形が進むにつれて広がり、④の最大耐力時にはモデル全体に分布している。さらに変形が進んでも、接触間力はあまり低下しない。⑧の $\delta=3.00\text{mm}$ における速度



ベクトル, 移動ベクトルから4つの領域に分かれた挙動をしていることがわかる. 図-21(b)の B-B'断面では A-A'断面と同様, ①の $\delta = 0.00\text{mm}$ において拘束圧が作用しているため横方向の接触間力に圧縮力が生じている. ②の $\delta = 0.30\text{mm}$ でモデル表面に生じた滑り変形の分布は変形が進むにつれて広がり, ④の最大耐力時にはモデル全体に分布している. また, 変形が進行しても接触間力の著しい低下は見られない.

3.4 高速荷重の影響

図-22 に高速荷重による三軸圧縮実験結果を示す. 拘束圧がない場合, 高速で荷重すると①最大荷重が上昇する, ②初期勾配が大きくなる, ③軟化勾配が大きくなるという3つの影響が現れている. また, 拘束圧を受けると高い拘束圧では最大荷重が静的とさほど変化していない. また, 軟化勾配は静的とさほど変わらないが,

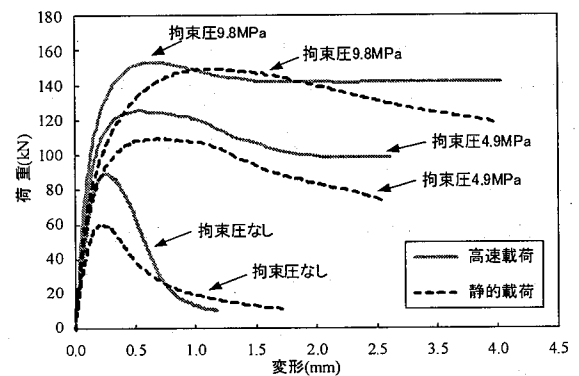


図-22 高速三軸圧縮実験結果

なるという3つの影響が現れている. また, 拘束圧を受けると高い拘束圧では最大荷重が静的とさほど変化していない. また, 軟化勾配は静的とさほど変わらないが,

むしろ緩やかになる傾向が見られる。

これらの傾向を藤掛ら²⁰⁾の提案式を準用すると、まず初期勾配は次式により増加する。

$$\frac{E_{0d}}{E_0} = \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{sc}} \right)^{0.002 \left(\log \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{sc}} \right) \right)^{1.12}} \quad (21)$$

ここで、 E_{0d} :動的な初期弾性係数、 E_0 :静的载荷における初期弾性係数、 $\dot{\varepsilon}_{sc}$:静的载荷のひずみ速度[1.2×10^{-5} (1/s)]、 $\dot{\varepsilon}$:任意のひずみ速度。

また、一軸圧縮強度の増加は次式によって表される。

$$\frac{f'_{cd}}{f'_c} = \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{sc}} \right)^{0.006 \left(\log \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{sc}} \right) \right)^{1.05}} \quad (22)$$

ここで、 f'_{cd} :動的一軸圧縮強度、 f'_c :静的一軸圧縮強度。

なお、軟化勾配は静的実験で提案した式にひずみ速度効果で増加した P_n を代入すると同一拘束圧下でも異なった値が得られる。

以上の修正式を用いて三軸圧縮高速载荷実験の解析パラメータは表-2 のようになる。

このパラメータを用いた解析結果を図-23 に示す。実験結果をほぼシミュレートできていることがわかる。

4. 高速破壊実験と飛散シミュレーション

4.1 実験結果

前項で述べた構成則決定法に準拠して、破砕片のシミュレーション解析の適用性を確認するために、図-24 に示す直径 10cm、高さ 20cm の供試体の高速载荷破壊実験を行った。コンクリートの配合は表-3 に示すものであり、水セメント比 61.5%で静的強度 22N/mm^2 のものである。図-25 に静的および高速载荷実験の荷重～変形関係を示す。高速载荷では耐力が 28N/mm^2 とひずみ速度効果により静的強度の 27%大きな値となっている。これらの基本値を用いて前述要領に従って設定された解析パラメータは表-4 となった。

4.2 解析結果と考察

図-25 には解析で得られた荷重～変形関係を合わせて示している。解析は高速载荷をよくシミュレートできて

表-2 高速载荷実験解析のパラメータ

载荷速度		高速载荷		
拘束圧		0.0MPa	4.9MPa	9.8MPa
ばね定数	法線方向 k_n	$7.44 \times 10^4 \text{ N/mm}$		
	接線方向 k_s	$4.56 \times 10^4 \text{ N/mm}$		
減衰定数 h		0.05		
粘着力 C		78N		
摩擦角 ϕ		20°		
引張限界力 f_{η}		-16N		
引張破壊エネルギー G_f		$68 \text{ (J/m}^2\text{)}$		
軟化終了変形角 $\gamma_{s,pt}$		0.08	0.36	0.61

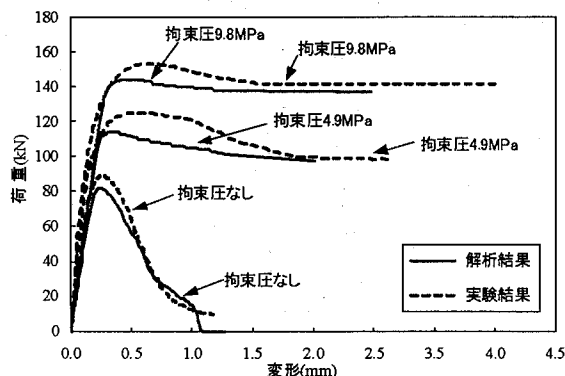


図-23 高速载荷三軸圧縮試験の解析結果

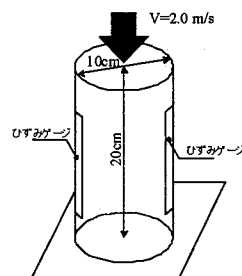


図-24 飛散シミュレーション用供試体

表-3 コンクリート配合表

粗骨材の スランプ水セメント比		細骨材率		単位量(kg/m ³)				
最大寸法	の範囲	W/C	s/a	水	セメント	細骨材	粗骨材	混和剤
(mm)	(cm)	(%)	(%)	W	C	S	G	
20	12.0	61.5	46.5	160	261	864	1025	2.61

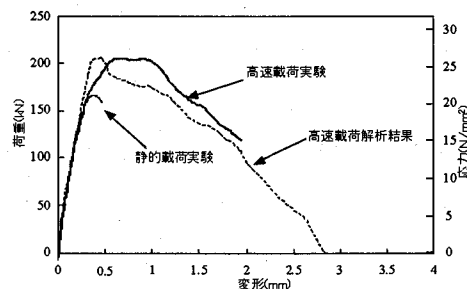


図-25 荷重～変形関係

表-4 飛散シミュレーション解析のパラメータ

ばね定数		減衰定数	粘着力	摩擦角	引張	引張破壊	軟化終了
法線方向 k_n	接線方向 k_s	h	C (N)	ϕ (°)	限界力 f_{η} (N)	エネルギー G_f	変形角 $\gamma_{s,pt}$
(N/mm)	(N/mm)						
1.01×10^5	6.20×10^4	0.05	180	20	-120	78	0.2

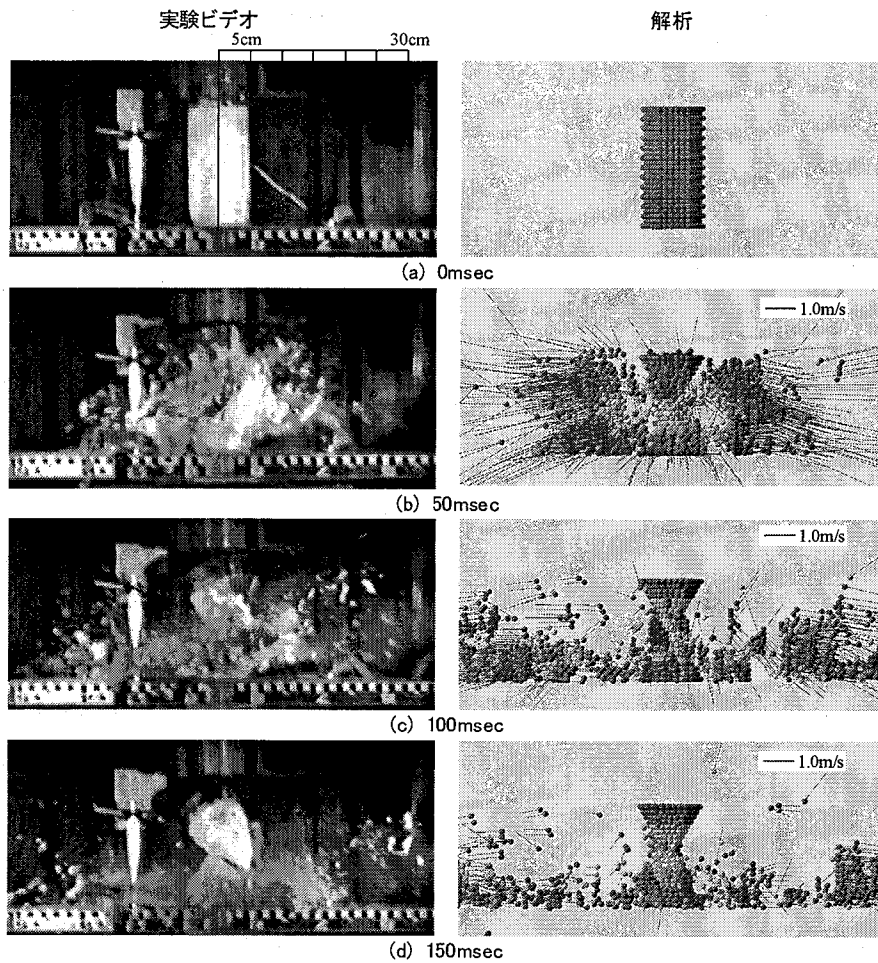


図-26 破碎片の飛散

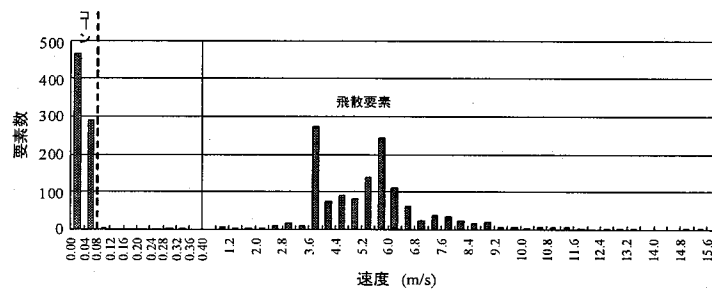


図-27 飛散要素の速度分布

いる。

図-26には0, 50, 100, 150msecにおける破砕粒子の挙動を実験結果と比較して示す。実験結果の50msec時点において、下部右側にやや大きな塊があり、全体的に左方向に大量の飛散片が飛び出している。これに対し、解析は左右対称に破砕片が構成され、飛び出している。飛散片の速度は非常に大きく2m/s～8m/sに分布している。実験の100msecの時点では、下部の塊は破砕し尽くし、上部の円錐状の塊が残されて落下しつ

つあり、一部の小さな飛散片が飛んでいる。これに対し解析では、飛散片の大部分が20cm離れたところにあ

り、一部の飛散片が供試体の近くに残って飛んでいる。実験の150msecの時点では、上部の円錐状の塊が落下して、下部の円錐状の塊と衝突して傾いている。また、飛散片はほとんど撮影フレーム外に出ている。これに対して解析も飛散片は飛び散ってしまっている。ただし、上部円錐は、最上面の粒子を上下運動に拘束したため、倒れずに残っている。しかし、上下の円錐塊が飛

散片とならない点は、実験結果と一致している。

解析において、0.01 秒後の球形要素の速度分布を図-29 に示す。要素の分布が速度 1m/s 未満のところと 3m/s~7m/s の付近に多く分布している。この 1m/s 未満のものは、破壊せずに残った円錐塊のものである。そこで 1m/s 以上のものを飛散した要素としてその運動エネルギーを求めると $E_f = 34.4\text{J}$ となる。解析結果の荷重～変形関係において外力が与えたエネルギーは $E_s = 22\text{J}$ であるので全エネルギーの約 15.5% が飛散片の運動エネルギーに変換されていることとなる。

5. 結 言

本研究ではコンクリート供試体の圧縮載荷実験を 3 次元モデルを用いてシミュレーション解析し、コンクリート破片飛散現象解析への適用性について検討した。その成果は以下のように要約される。

- (1) 三次元最密充填規則配列における幾何学的条件に基づいたばね係数決定法を提案し、静的載荷実験の弾性範囲で適用できることを確かめた。
- (2) 従来の応力場で提案された弾性勾配や強度増加に関するひずみ速度効果予測式を準用すると、個別要素法においても適用可能であることを示した。
- (3) 強度および軟化領域の合成に関与するモール・クーロン条件式のパラメータは、三軸試験の結果に合うよう同定する必要があるが、同定結果を実験式として整理すれば、今後の発展性が期待できる。
- (4) 前述の方法に基づいて決定された構成則パラメータを用いて、高速破壊実験結果をシミュレーション解析をしたところ、荷重～変形関係および破砕片の飛散現象を良好にシミュレートできることを示した。

ただし、一実験結果であるので、今後さらに適用範囲の確認などの検証が必要である。

参考文献

- 1) 伯野元彦：破壊のシミュレーション，森北出版，pp.25-38，1997。
- 2) Cundall, P. A. and Strack, O. : A Discrete Numerical Model for Granular Assemblies, *Geotechnique*, Vol. 29, pp. 47-65, 1979.
- 3) Tarumi, Y. and Hakuno, M. : A Granular Assembly Simulation for the seismic Liquefaction of Sand, *Structural Eng. / Earthquake Eng., Proc. JSCE*, Vol. 5, No. 2, pp. 333~342, 1988.
- 4) Casaverde, M. L. Ishikawa, K. Tarumi, Y. and Hakuno, M. : Distinct Element Analysis For Rock Avalanche, *Structural Eng. / Earthquake Eng., Proc. JSCE*, Vol. 6, No.1, pp. 131s~140s, 1989.
- 5) Hakuno, M. and Uchida, Y. : Application of The Distinct Element Method to The Numerical Analysis of Debris Flows, *Structural Eng. / Earthquake Eng., Proc. JSCE*, No. 432/I-16, pp. 75s~85s, 1991.
- 6) Meguro, K. Ishikawa, K. and Hakuno, M. : Fracture Analysis of Media Composed of Irregularly Shaped Regions by The Extended Distinct Element Method, *Structural Eng. / Earthquake Eng., Proc. of JSCE*, No. 437/I-17, pp. 131s~142s, 1991.10.
- 7) 目黒公郎：コンクリートの破壊解析への個別要素法の適用，*コンクリート工学*, Vol.31, No.5, pp.5-17, 1993.5.
- 8) 下田義文，鈴木真次，石川信隆，古川浩平：個別要素法によるモルタル片持ちばりの衝撃応答解析，*構造工学論文集*, Vol.38A, pp.1467-1476, 1992.3.
- 9) 鈴木真次，石川信隆，石川芳治，水山高久，古川浩平：高速載荷を受ける主鉄筋で補強したコンクリート製砂防ダム袖部模型の動的挙動と個別要素法による破壊解析，*土木学会論文集*, No.567/VI-35, pp.141-160, 1997.6.
- 10) 中田吉彦，梶谷浩，梶川康男，森嶋芳大：個別要素法による鉄筋コンクリートはりの衝撃挙動解析，*構造工学論文集*, Vol.44A, pp.1761-1771, 1998.3.
- 11) N. Monteiro Azevedo, J. V. Lemos : Particle Shape Influence on The Fracture Behavior of Concrete, *Proceedings of The 2nd International PFC Symposium*, 28-29 October 2004, pp.323-330.
- 12) 阿部和久：個別要素法による連続体解析におけるバネ係数の設定，*土木学会論文集*, No.543/I-36, pp.83-90, 1996.
- 13) 小国健二，堀宗朗，坂口秀：破壊現象の解析に適した有限要素法の提案，*土木学会論文集*, No.766/I-68, pp.203-217, 2004.7.
- 14) 原木大輔，白石博文，香月智：個別要素法によるコンクリート圧縮破壊解析におけるモール・クーロン条件の及ぼす影響，*応用力学論文集*, Vol.7, No2, pp.757-766, 2004.4.
- 15) 原木大輔，香月智：個別要素法によるコンクリート供試体の高速破壊挙動解析の試み，*構造工学論文集*, Vol.51A, pp.1645-1652, 2005.3.
- 16) 武藤信太郎，中村光，田辺忠顕，スリソロ ワラポン，李相勲：メゾスケール解析によるコンクリートと異形鉄筋の付着解析，*応用力学論文集*, Vol.7, pp.767-774, 2004.8.
- 17) (社)土木学会：コンクリート標準示方書〔構造性能照査編〕，2002.
- 18) 上林勝敏，藤掛一典，大野友則，水野淳，鈴木篤：高ひずみ速度・三軸圧縮応力下におけるコンクリートの動的軟化特性とそのモデル化，*土木学会論文集*, No.669/V-50, pp.135-148, 2001.2.
- 19) (社)土木学会：衝撃実験・解析の基礎と応用，2004.
- 20) 藤掛一典，篠崎敬一，大野友則，水野淳，鈴木篤：急速一軸圧縮載荷を受けるコンクリートのポストピーク挙動に関する実験的研究，*土木学会論文集*, No.627/V-44, pp.37-55, 1999.8.

(2006 年 4 月 13 日 受付)