

急速載荷によるコンクリート片の飛散と 個別要素法解析に関する基礎的研究

原木 大輔¹・香月 智²・別府 万寿博³

¹学生会員 防衛大学校 理工学研究科後期学生 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水1-10-20)

E-mail:g45076@nda.ac.jp

²正会員 防衛大学校教授 システム工学群建設環境工学科 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水1-10-20)

E-mail:katsuki@nda.ac.jp

³正会員 防衛大学校准教授 システム工学群建設環境工学科 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水1-10-20)

E-mail:beppu@nda.ac.jp

本研究は、衝撃荷重を受けるコンクリートに発生する破片の飛散現象に焦点を当て、その飛散エネルギーについて基礎的な実験によって調べるとともに、解析的予測手法について検討したものである。すなわち、数種類のコンクリート標準供試体に対する急速載荷実験を行い、コンクリートの骨材寸法や強度特性などが破片の形状、質量、速度等に及ぼす影響、およびコンクリートの破壊エネルギーに対する破片の運動エネルギーの変換率について調べた。続いて、個別要素法を用いて解析を行い、飛散シミュレーションへの適用性について検討した。

Key Words : *high speed loading, concrete specimen, fragment scattering, 3-dimensional distinct element method*

1. 緒言

コンクリート構造物が衝撃作用を受ける場合、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伴う破壊形態が生じる¹⁾。この局所的な破壊は、構造全体の安全性に直接影響することは少ないが、破片によって構造物近辺にある設備や人命の安全性を脅かすことがある。例えば、ヘリコプター墜落事故において、その衝撃で墜落位置から60m離れた民家までコンクリート片が飛散したことが報告されている²⁾。また、温泉施設爆発事故では、コンクリート片が半径75mに渡って飛散したことが報告されている³⁾。

衝撃作用には、主として爆発作用と物体の衝突作用があり⁴⁾、いずれの場合もコンクリート片が飛散するが、その予測を意図した研究はあまり多くない。関連するものとしては、爆発荷重下におけるコンクリートの応答について、田中らの研究⁵⁾など、いくつかの研究が行われている。しかし、これらの研究は表面破壊や貫通孔の発生限界を予測することを目的としているので、表面破壊などの形成に伴って生ずる飛散片の推定に資するデー

タは得られていない。なお、技術資料としては、アメリカ合衆国連邦緊急管理庁が作成したFEMA426⁷⁾において、爆発作用を受けた建物の破片の大きさや飛散する距離について言及されており、アメリカ国防総省のDoD 6055.9-STD⁸⁾では、爆発によるコンクリート版の裏面剥離に対する防護対象物の離隔距離が定められているとともに、致命的な傷害を与える運動エネルギーの臨界値として80Jという値が示されている。

一方、物体の衝突においても修正NDRC式⁹⁾ ¹⁰⁾に代表される局所破壊に関する多くの国外研究¹¹⁾や、国内でも伊藤ら¹²⁾や内田・大野¹³⁾の研究があるものの、これらの現象に伴って生ずる破片の飛散についての検討は行われていない。

ところで、近年の数値解析技術の発展に伴って、構造実験の成果は実験予測式としての集成を図るとともに、数値シミュレーション技術としての成熟を図ることも重要となってきた。動的構造解析の一手法である個別要素法は解析媒体を剛体要素の集合体と考え、個々の要素ごとに独立した運動方程式を解くことにより、要素の挙動を数値的に解析するものである¹⁴⁾。この手法は、Cundall & Strack¹⁵⁾によって提案され、壁面を有する岩塊群の解析

表-1 コンクリート配合表

供試体名	粗骨材寸法 (mm)	水セメント比 WC (%)	空気量 (%)	スランプ (cm)	細骨材率 s_a (%)	単位量 (kg/m ³)				7日強度 (N/mm ²)	28日強度 (N/mm ²)
						水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G		
G10-W/C66	10	66.7	8	5.5	40.6	185.0	277.5	734.4	1018.6	17.8	26.9
G10-W/C57	10	57.1	8	7.5	40.1	185.0	323.8	710.7	1003.4	21.6	29.4
G10-W/C50	10	50.0	8	10.0	39.8	185.0	370.0	689.5	986.0	31.0	40.3
G10-W/C40	10	40.0	8	12.0	39.3	185.0	462.5	651.3	946.9	34.2	44.9
G20-W/C66	20	66.7	6	9.0	45.6	165.0	247.5	859.4	1004.3	15.9	21.9
G20-W/C57	20	57.1	6	7.5	45.1	165.0	288.8	835.3	994.0	21.7	32.0
G20-W/C50	20	50.0	6	10.0	44.8	165.0	330.0	813.6	981.3	30.1	36.3
G20-W/C40	20	40.0	6	12.0	44.3	165.0	412.5	774.9	951.5	45.0	51.4
G25-W/C66	25	66.7	5	8.0	43.6	160.0	240.0	829.9	1067.2	12.7	18.1
G25-W/C57	25	57.1	5	9.0	43.1	160.0	280.0	806.8	1057.0	18.3	25.6
G25-W/C50	25	50.0	5	12.0	42.8	160.0	320.0	786.2	1044.4	22.6	32.3
G25-W/C40	25	40.0	5	11.0	42.3	160.0	400.0	749.6	1014.7	34.5	44.9

などに適用された後、粒状体や流体の力学的挙動の数値解析に適用されている^{16)~18)}。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いる^{19)~24)}。衝撃作用を受けるコンクリート構造物への適用も試みられ²⁵⁾、個別要素法は衝撃作用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。しかし、コンクリート版やはりでは衝撃作用による部材への入力エネルギーを正確に計測することが難しく、飛散片との関係および飛散現象を再現できる構成則を検討することは困難である。

このような観点から、著者らはコンクリート構造物の解析法を研究するため、まず三次元個別要素法の解析プログラムを作成し、円柱供試体を対象として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²⁵⁾。さらに、高速載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るなどの検討を行っている^{26), 27)}。しかし、実験結果との比較を通じての検討は行われていない。

そこで本研究は、まず、直径10cm、高さ20cmの円柱供試体を用いて、供試体に与える荷重および入力エネルギーが正確に計測できる急速載荷装置を用いて供試体の破壊および破片の飛散に関する実験を行い、入力エネルギーと飛散片の運動エネルギーの関係について検討した。次に、個別要素法により急速載荷実験の飛散現象のシミュレーション解析を行うことにより、そのシミュレーション能力、特に飛散エネルギーの再現性について検討を行ったものである。

2. 静的一軸圧縮・一軸引張実験

(1) 供試体

急速載荷実験を行うに先立ち、供試体の静的な圧縮破

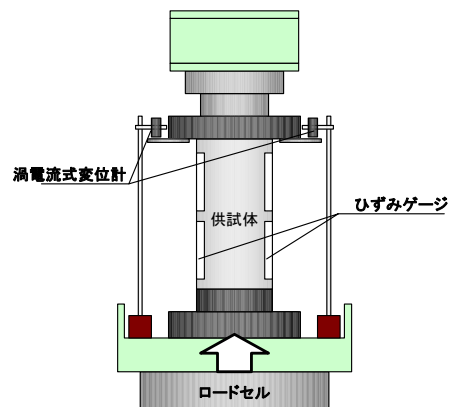


図-1 静的一軸圧縮実験要領

壊実験と、コンクリートの破壊メカニズムに強い影響を与えると考えられる引張実験を行った。

飛散片の大きさは幾何的に粗骨材寸法により、また、飛散速度は入力されたエネルギーの解放、すなわち強度および軟化特性に影響を受けると考えた。よって、表-1に示すような、4種類のコンクリート強度(20, 25, 30, 40N/mm²)と、3種類の最大粗骨材寸法(10, 20, 25mm)を組み合わせ計12種類の供試体を用いた。ただし、最大粗骨材寸法は間接的にコンクリート強度にも影響を及ぼすので、以降は水セメント比と最大粗骨材寸法を因子として分析する。なお、最大粗骨材寸法20mm, 25mmの粗骨材は石灰岩の碎石、10mmの粗骨材は川砂利であり、セメントには普通ポルトランドセメントを用いた。

静的一軸圧縮載荷実験と後述する急速載荷実験では直径10cm、高さ20cmの標準形状のコンクリート円柱供試体を用いた。一方、静的一軸引張実験は、直径10cm、高さ10cmの円柱供試体で、高さ5cmの位置に、幅0.3cm、深さ0.8cmの切欠きを有するものである。

(2) 静的実験要領

静的圧縮実験は図-1に示す要領で各ケース3回実験を行った。荷重は下面のロードセルの値を計測し、変位

については、ひずみゲージに加えて、上下面の変位差を渦電流式変位計によって計測した。なお、静的圧縮実験のひずみ速度は 1.2×10^{-6} (1/s) である。

静的引張実験は、松尾・金津の行った直接引張実験法²⁸⁾を用いた。図-2(a)に示すように、切欠きを施したコンクリート供試体をエポキシ樹脂で鋼製治具に貼りつけ、これを上下から直接引張力を与えて破壊するものである。载荷速度は 1.0×10^{-3} (mm/s) [平均ひずみ速度 1.0×10^{-5} (1/s)] であり、各ケース 3 回実験を行った。この際、引張力は直接供試体に与えずに、図-2(b)に示すような 4 本の鋼棒で連結された治具を介して与えられる。すなわち、コンクリート供試体に与えられる引張力は次式によって求められる。

$$P_c = P_w - P_s \quad (1)$$

ここで、 P_c : コンクリート供試体の受ける引張力、 P_w : 治具全体に加えられた引張力、 P_s : 鋼棒の分担する引張力であり、鋼棒の分担する引張力 P_s は、理論的に次式となる。

$$P_s = E_s A_s \epsilon_s \quad (2)$$

ここで、 E_s : 鋼棒のヤング率、 A_s : 鋼棒の総断面積、 ϵ_s : 鋼棒のひずみ。

ただし、実験上の誤差を確認するため、事前にコンクリート供試体がない状態で荷重とひずみの校正値をとっておき、ヤング係数にはその校正値を用いた。ちなみに、コンクリートの引張破壊には 0.2mm 程度の全変形量が必要であるが、伸び量 0.2mm における鋼棒は十分に弾性範囲内であることも事前実験で確認している。よって、コンクリート供試体の軟化挙動にかかわらず、全体の荷重 P_w は硬化型非線形応答となり、力学的安定域で実験が行われる。全変形量は鋼棒のひずみゲージ、切り欠きの開き(開口量)は π ゲージにより計測した。なお、引張実験時のコンクリートの材齢は 110 日~130 日である。

(3) 静的実験結果と考察

図-3 に静的圧縮実験における水セメント比 66% と 50% の供試体における全ての荷重~変形関係を示す。図-3(a)の W/C=66% の場合、最大粗骨材寸法が 10, 20, 25mm と大きくなると文献²⁹⁾に示されているように最大荷重(強度)が低下し、軟化勾配がやや小さくなる傾向が見られる。また、図-3(b)の W/C=50% の場合にも、最大粗骨材寸法の増大に伴って強度が低下している。ただし、図-3(a), (b)における同一最大粗骨材寸法の荷重を比較すると水セメント比を小さくすることによる強度増加が明瞭に現れている。ちなみに、いずれの場合も同一実験パラメータにおける再現性は高い。

図-4 には、静的引張実験の応力~変位関係を示す。ここで、変位はひずみゲージから得られる鋼棒の変形量

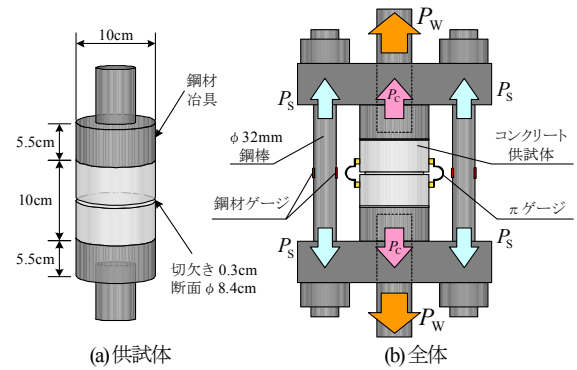
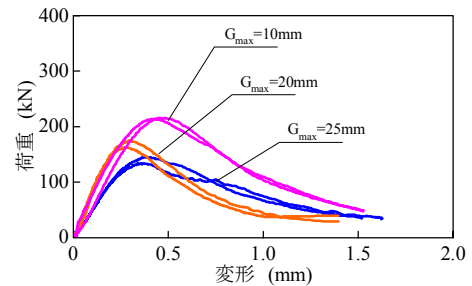
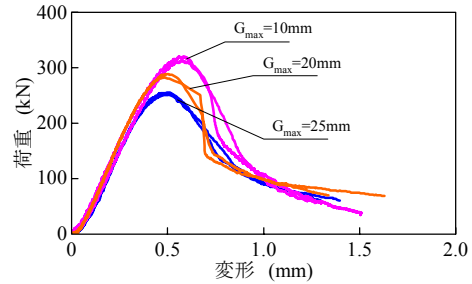


図-2 静的一軸引張実験要領



(a) W/C=66%



(b) W/C=50%

図-3 荷重~変形関係(静的一軸圧縮)

である。また、図中の上側横軸には変位に対応した π ゲージから得られる開口変位を示している。図-4(a)~(f)は、図-3(a), (b)に対応した水セメント比および最大粗骨材寸法のものである。0.01mm 程度の小さな荷重増加領域の後、0.1mm~0.15mm の範囲で軟化領域を有する非線形挙動を示す。ちなみに、この軟化領域のゲージから得られる鋼棒の変形量と π ゲージから得られる開口量はほぼ一致しており、見かけ上開口しているにもかかわらず抵抗力が残存していることになる。ケースごとの荷重~変形関係は、図-3 に示した圧縮载荷に比して、コンクリートの引張载荷時にはばらつきが大きいことがわかる。ただし、図-5 に示した引張強度については、各供試体のばらつきは大きい、平均値(◆)の傾向として、水セメント比が小さいと引張強度は大きくなる。また、水セメント比 57, 66% の場合は、最大粗骨材寸法が大きいと引張強度は大きくなり、水セメント比 57, 66% の場合の引張強度は、最大粗骨材寸法 25, 10, 20mm の順であることがわかる。

図-6 には、供試体の引張応力~開口量関係の積分から得られた引張破壊エネルギーを示す。この場合も、最

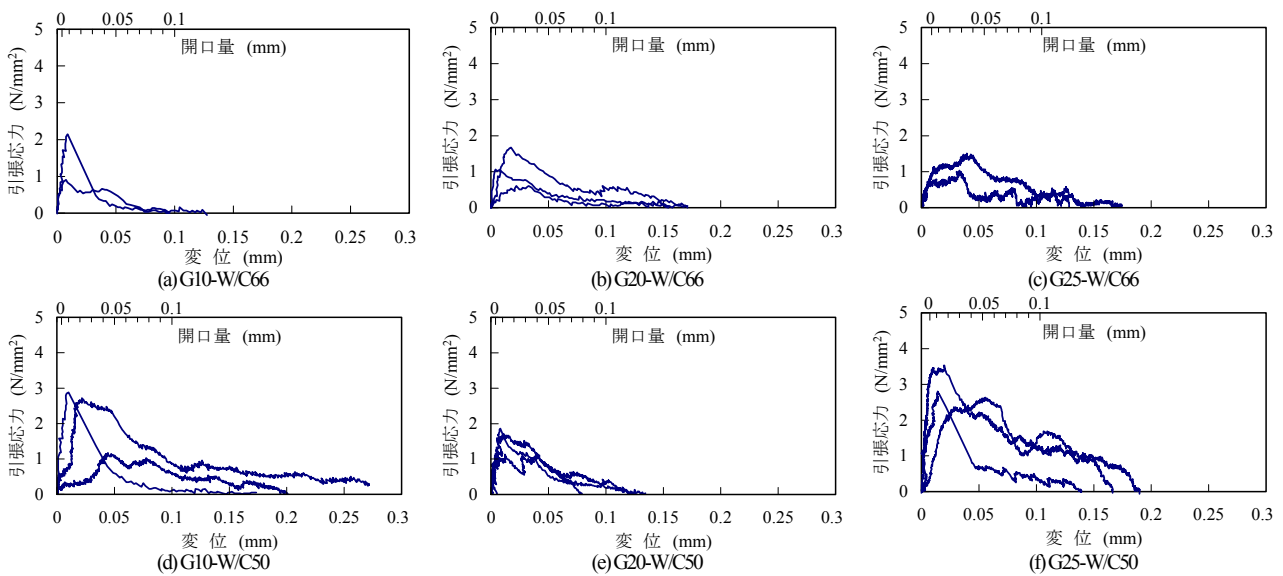


図-4 応力～変位関係(静的一軸引張)

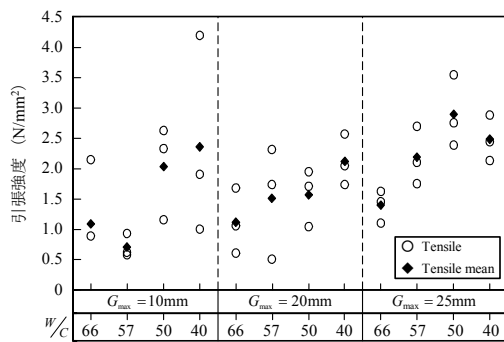


図-5 引張強度

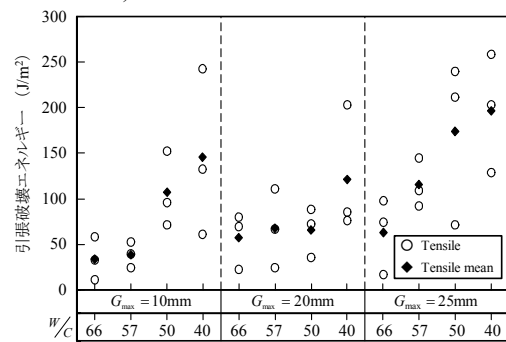


図-6 引張破壊エネルギー

表-2 引張強度と引張破壊エネルギーの平均と標準偏差

	引張強度(N/mm ²)				引張破壊エネルギー(J/m ²)			
	平均	標準偏差	平均	標準偏差 (変動係数)	平均	標準偏差	平均	標準偏差 (変動係数)
G10-W/C66	1.09	0.79			34.23	19.14		
G20-W/C66	1.12	0.44	1.20	0.59 (0.49)	57.24	24.60	51.44	31.18 (0.60)
G25-W/C66	1.39	0.22			62.85	34.07		
G10-W/C57	0.71	0.16			38.80	11.84		
G20-W/C57	1.51	0.75	1.47	0.83 (0.56)	67.36	35.59	73.95	42.89 (0.58)
G25-W/C57	2.18	0.39			115.68	21.87		
G10-W/C50	2.03	0.64			106.75	33.95		
G20-W/C50	1.56	0.38	2.16	0.80 (0.36)	65.70	21.84	115.59	70.09 (0.60)
G25-W/C50	2.89	0.48			174.33	73.85		
G10-W/C40	2.36	1.34			145.36	74.83		
G20-W/C40	2.11	0.34	2.32	0.88 (0.38)	121.74	57.90	154.66	74.29 (0.48)
G25-W/C40	2.49	0.31			196.89	53.02		

大粗骨材寸法が大きく、水セメント比が小さい方が引張破壊エネルギーが増加する傾向が見られる。また、各供試体のばらつきは、さらに大きくなっている。なお、後述する解析において引張破壊エネルギーはコンクリートの破壊性状に大きな影響を及ぼすので、各データの平均と標準偏差をまとめると、表-2 のようになり変動係数にして30～60%程度のばらつきがあることがわかる。

3. 急速荷重・飛散実験

(1) 実験要領

表-1 に示すコンクリート供試体を用いて、急速変形荷重装置を用いた急速荷重実験を行い、飛散する破片の性状を調べた。急速変形荷重装置³⁰⁾は、図-7 に示すもので、油圧と窒素圧を用いて供試体の抵抗力にかかわらず安定した変位速度を与えるものである。

急速荷重実験は、図-8 に示すような荷重と計測ス

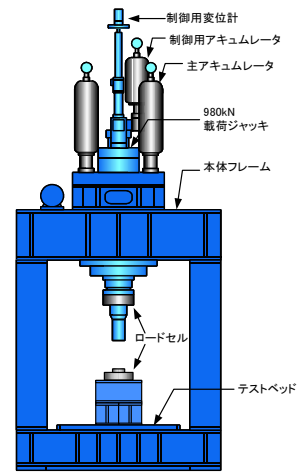


図-7 サーボ制御式急速載荷装置

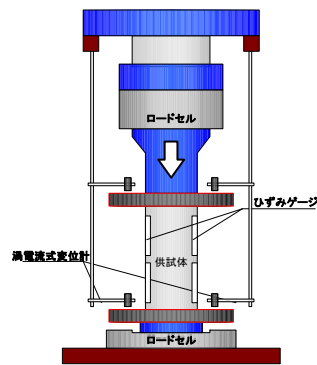


図-8 急速載荷実験要領

テムを用いて行った。すなわち、荷重はロードセル(応答周波数 30kHz)によって上下面の値を計測し、変形量については、ひずみゲージに加えて、上下に取り付けた渦電流式変位計(応答周波数 20kHz)の変位差によって計測し、これらを 100 μ 秒間隔 16Bit に処理保存した。なお、急速載荷実験時のコンクリートの材齢は 56 日~58 日である。また、各ケース 3 回実験を行った。

図-9 に典型的な変形・荷重~時間関係を示す。これより、最大強度までは約 0.36m/s、軟化領域では約 1.9m/s の速度(ひずみ速度 $\dot{\epsilon} \approx 9.5(1/sec)$)で載荷されていることがわかる。

また、破片の飛散方向と距離は、図-10 に示すように載荷供試体を中心から 0.6m 離れた衝立以外の開放された方向には破片が自由に飛び散るようにして、破片ごとの飛散後の落下位置(図中の x, y) を計測した。その後、各破片の質量と図-11 に示す長径と短径を計測した。なお、各破片の飛散位置関係の信頼性を確認するため写真-1 に示すように、計測された破片の再組み立ても行った。ちなみに、回収された供試体の重量は、載荷前の重量の 76~93%であった。

各破片の飛散速度は図-10 に示すように正面に設置した高速ビデオカメラ(3000 コマ/sec)の画像を用いて、図-12 に示すような画像解析を援用して求めた。ただし、回転エネルギーは含まず、並進方向の運動エネルギーを求めるものとした。

- 1) まず画像中にある任意の破片 1 つの形状等から、図-10 で示したプロットした破片との位置関係を明らかにする。
- 2) その破片が確認できる画像 5~10 コマを用いて、時刻歴に応じ画面中を移動する位置座標 (x, z) を求める。
- 3) 各画面間における速度を次式により求める。

$$v_i = \sqrt{v_x^2 + v_y^2 + v_z^2} \quad (3-a)$$

$$v_x = \frac{x_{t+\Delta t} - x_t}{\Delta t} \quad (3-b)$$

$$v_y = \frac{v_x}{\cos \alpha} \quad (3-c)$$

$$v_z = \frac{z_{t+\Delta t} - z_t}{\Delta t} \quad (3-d)$$

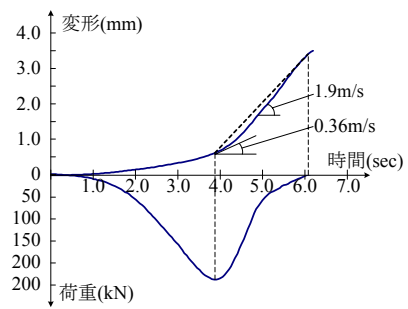


図-9 急速載荷実験の変形速度例 (G10-W/C66)

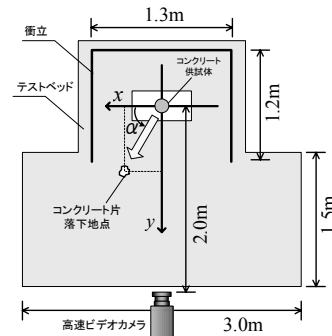


図-10 破片の飛散計測(平面図)

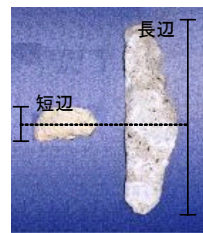


図-11 破片長の計測



写真-1 再組み立て

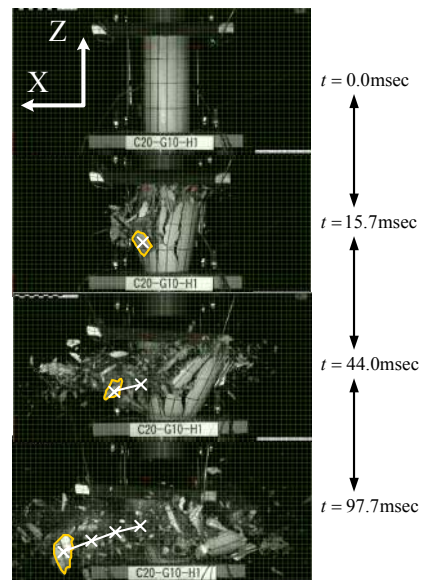


図-12 速度算定画像解析

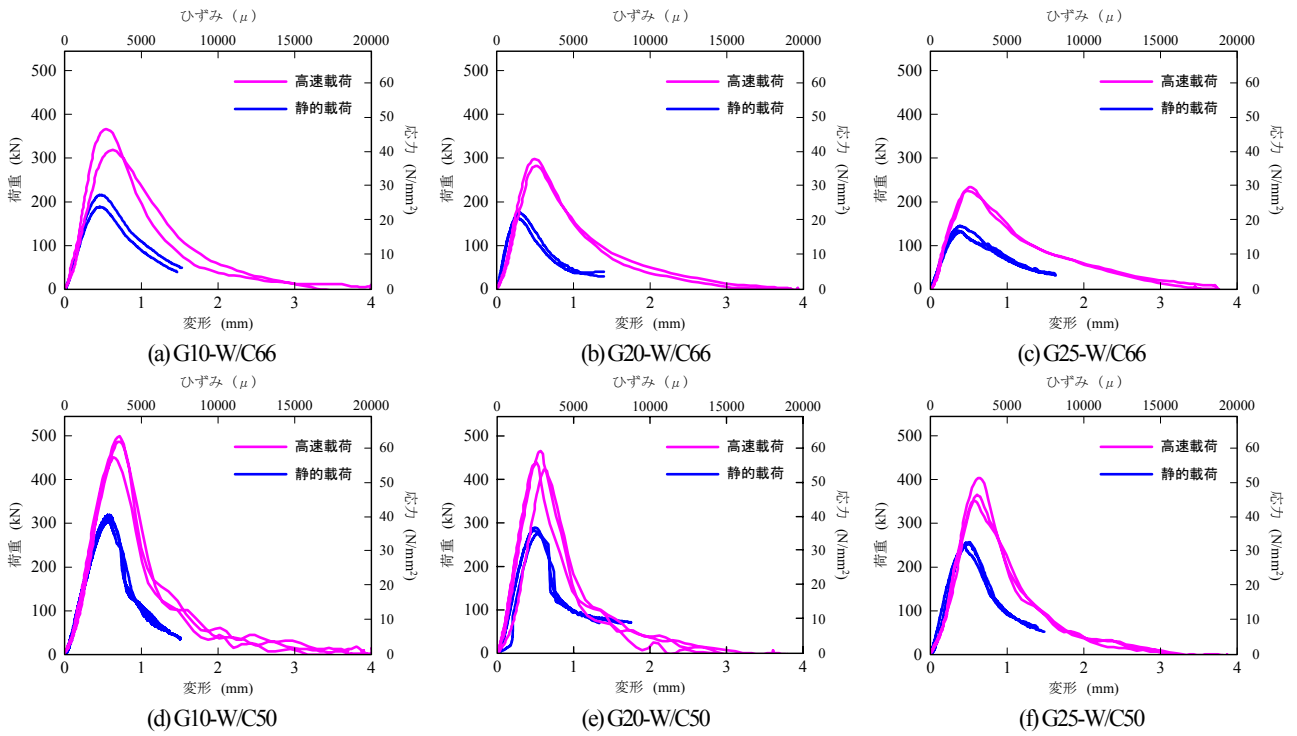


図-13 圧縮荷重～変形関係(急速)

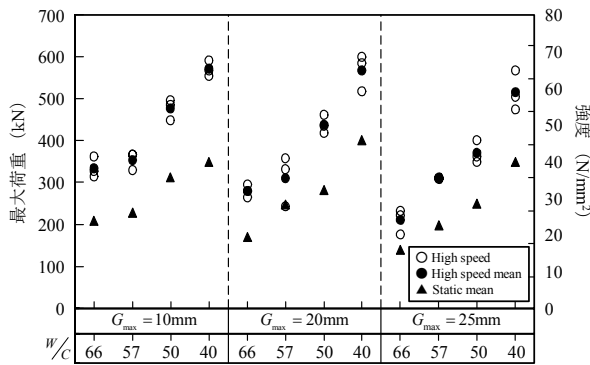


図-14 最大荷重(急速)

ここで、 v_t : 時刻 t における飛散片の並進方向の速度、 v_x, v_y, v_z : それぞれ速度の x, y, z 方向成分、 x_t, z_t : 時刻 t における位置、 α : 破片の飛んだ水平方向成分の x 軸との角度(図-10 参照)、 Δt : 画像 1 コマの時間差。

(2) 実験結果と考察

a) 荷重～変形関係

図-13 に急速荷重実験で得られた荷重～変形関係を示す。各供試体の再現性については、全体的に良い再現性の荷重～変形関係が得られている。その形状は、3000 μ 付近のひずみでピークを迎えた後に急激に抵抗力を失い、強度の 30%程度の荷重に達すると、その後は下に凸な滑らかな曲線で荷重が減少しており、参考までに示した静的実験の荷重～変形関係を相似的に拡大したような形状となっている。すなわち、ひずみ速度効果³⁰⁾が見られる。

図-14 には、全実験結果の最大荷重を示す。いずれの最大粗骨材寸法においても、水セメント比を 66%から

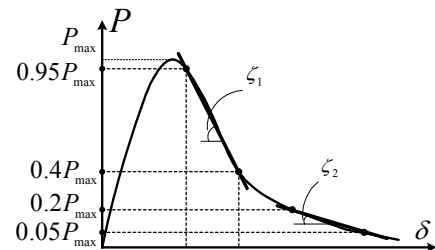


図-15 軟化勾配の定義

40%に小さくすると強度が明瞭に増加しており、その比率は水セメント比 66%の強度に対して水セメント比 40%のものは 1.8~2.5 倍となっている。一方、同じ水セメント比に対する最大粗骨材寸法の影響は、10mm に対して 25mm のものは、10N/mm²程度低下しているなど、粗骨材寸法が小さくなるほど強度が小さくなる。

軟化領域の勾配は、最大荷重までに蓄えられたひずみエネルギーを解放する度合いを表わし、破片の運動エネルギーに影響を及ぼすと考えられる。すなわち、後述する解析における構成則パラメータとして使用可能な定量化が必要である。そこで、図-15 に示すように荷重が変形に対してほぼ直線的に低下する区間として、最大荷重の 95%点から 40%点を結ぶ線から得られる勾配を ζ_1 とし、また最大荷重の 20%点から 5%点を結ぶ線から得られる勾配を ζ_2 と定義して算出した。図-16 に各供試体の軟化勾配(ζ_1)を示す。これより、水セメント比が小さくなると軟化勾配は大きくなることがわかる。また、最大粗骨材寸法が大きいと軟化勾配は小さくなる傾向がある。すなわちコンクリート強度が大きいほど軟化勾配は大きい傾向がある。

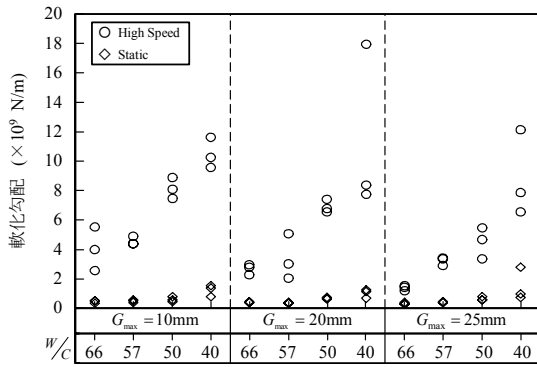


図-16 軟化勾配(ζ_1)

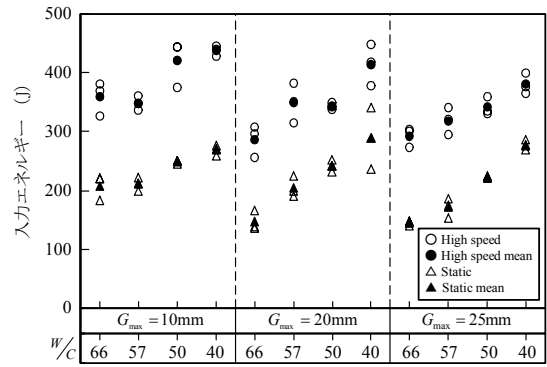


図-17 入力エネルギー



写真-2 破壊状況 (G20-W/C57)

b) 入力エネルギー

図-13で示した荷重～変形関係を積分することにより、急速載荷装置から供試体に入力されたエネルギーが求められる。このエネルギーの一部が飛散片の運動エネルギーに変換され、残りはコンクリート内で消費されるひずみエネルギーに変換される。図-17に各供試体の静的および急速載荷実験における入力エネルギーを示す。図-14で示した最大荷重に対するひずみ速度効果と同様に、同一供試体では静的荷重に対して明瞭に入力エネルギーが増加しており、その比率は14～2.0倍程度である。この場合も、水セメント比が小さくなると入力エネルギーは増加し、最大粗骨材寸法が大きくなると入力エネルギーが小さくなっている。参考までに、静的実験では、飛散する破片は発生しないので、入力エネルギーは荷重増加時には、主として弾性的に蓄積されたひずみエネルギーに、その後はひび割れなどの破壊に伴うエネルギーに費やされたことになる。

c) 供試体の破壊形状および破片の形状

写真-2 に実験後の破壊の状況を示す。写真-2 (a)に示すように、静的実験においては、斜めせん断破壊線が形成されて破壊するが、急速破壊では粉々に破壊して飛び散る。それを集めて並べると写真-2 (b)のようになるが、急速載荷実験では上下に明瞭な円錐形の塊が残されて、その他の大きな破片は細長い形状に、小さなものはやや肉太の細長い形状の破片となっている。参考までに、飛び散った場所のスケッチを示すと図-18 のようになる。自由に飛散した破片は遠いもので 1.5m 程度まで飛んでおり、飛散せずに落下する上下の円錐コーン状の2つの塊を除いて破片の大きさと飛散距離に明瞭な関係は見出

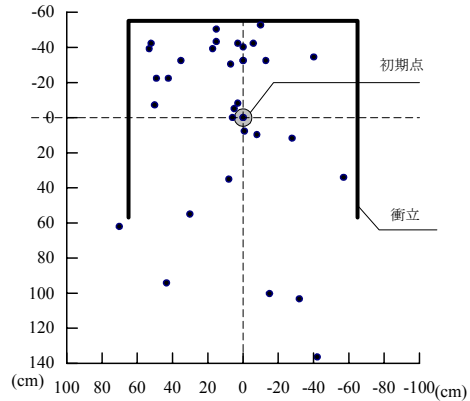


図-18 急速載荷後の破片の分散例(G20-W/C57)

せなかった。

形状を分類するために、図-19 には質量～長径関係を示す。図中の破線は球形を仮定したものであり、実線は短径と長径の比が 4.5 倍となる楕円球を仮定したものである。これより、標準供試体の圧縮破壊の場合、最大粗骨材寸法にかかわらずほとんどの破片が細長い形状をしており、全体の 10%程度の破片が球形に似た形状となっていることがわかる。

図-20 には、破片長径の発生頻度分布を示す。供試体寸法の制約から、200mm より大きな破片は生じ得ないが、50～60mm に最頻値があり、50～120mm の範囲に大半が属していることがわかる。すなわち、水セメント比および最大粗骨材寸法が破片の形状に及ぼす有意な差異は見出せない。

d) 飛散速度

図-21 に水セメント比区分ごとの供試体における飛散片の速度分布を示す。大半の飛散片速度は変形速度(≒1.9 m/s)よりも大きく、破裂するように供試体に蓄えられたひずみエネルギーが解放されていることがわかる。また、図中には対数正規分布の近似曲線を示している。最頻値は変形速度とほぼ同じであり、2.3%超過確率値(2σ)は変形速度の約3倍の6m/sとなっている。

図-22 は、飛散片の質量～速度関係を示す。全体的にばらつきが大きく、明瞭な関係は見出し難い。図中に 0.01 と 0.1 J および 1.0 J の等エネルギー線を示しているが、

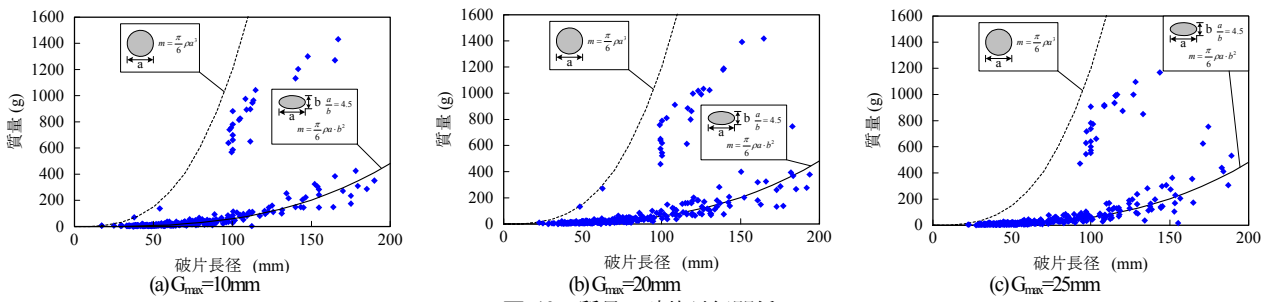


図-19 質量～破片長径関係

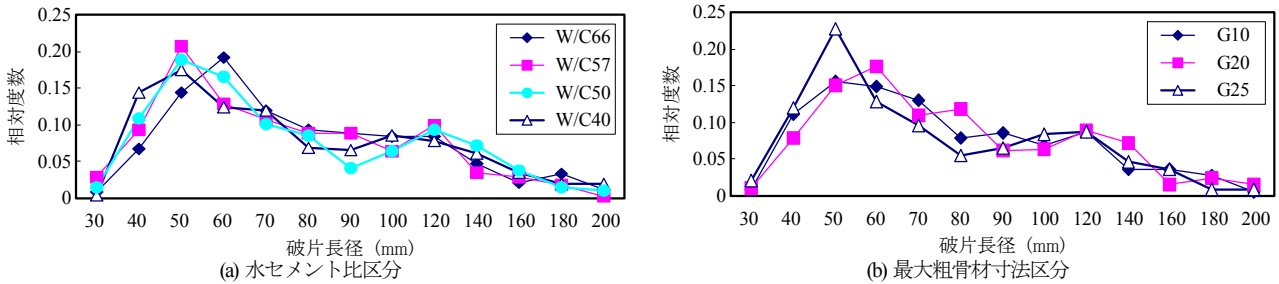


図-20 破片長径分布

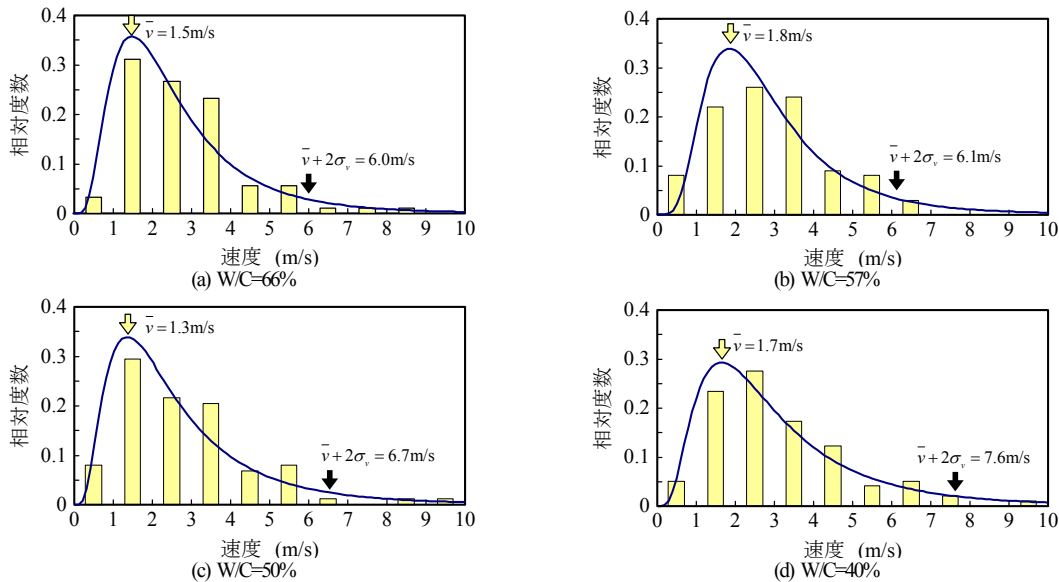


図-21 速度分布

飛散片の運動エネルギーは概ねこの 0.01～1.0 J の範囲にあることがわかる。よって、概して軽い破片は大きい速度で飛散する傾向があるともいえる。

e) 入力エネルギーの運動エネルギー変換率

各飛散片の質量と速度に基づいて飛散片の全運動エネルギーを求めた。なお、図-18 に示したように、後方や側方に飛散した破片の一部は高速ビデオカメラを用いた速度計測ができなかったため、その個数分を比例増分推定している。その上で、各供試体の飛散運動エネルギー～入力エネルギー関係をプロットすると図-23 のようになる。図中には全体の平均エネルギー変換率 2.1%の線と 1.1 および 3.1%の線を示している。G25-W/C50 では、運動エネルギーが 6 J 程度でまとまった分布であるのに対して、G25-W/C57 では、入力エネルギーが G25-W/C50 と同程度であるにもかかわらず、運動エネルギーが大きくばらついていることがわかる。このように、運動エネ

ルギー～入力エネルギー関係は、ばらつきが大きく、強度や最大粗骨材寸法もしくは水セメント比などに有意な差異を見出せない。

ちなみに、図-3 で示した静的な载荷における入力エネルギーは飛散する破片が生じない。そこで、急速载荷によって生じた入力エネルギー増分の一部が運動エネルギーに変換された可能性について検討するため、運動エネルギーと入力エネルギーの静的载荷実験に対する急速载荷実験結果の増分量との関係を図-24 に示す。図より運動エネルギーと入力増分エネルギーの関係にも、大きなばらつきがあり、両者に明瞭な関係があるとは言い難い。また、平均すると増加したエネルギーの 5.6%しか運動エネルギーに変換されておらず、図-17 で示したひずみ速度効果による入力エネルギーの増加は、決して破片の飛散運動エネルギーへの変換によって生じたものではないことがわかる。

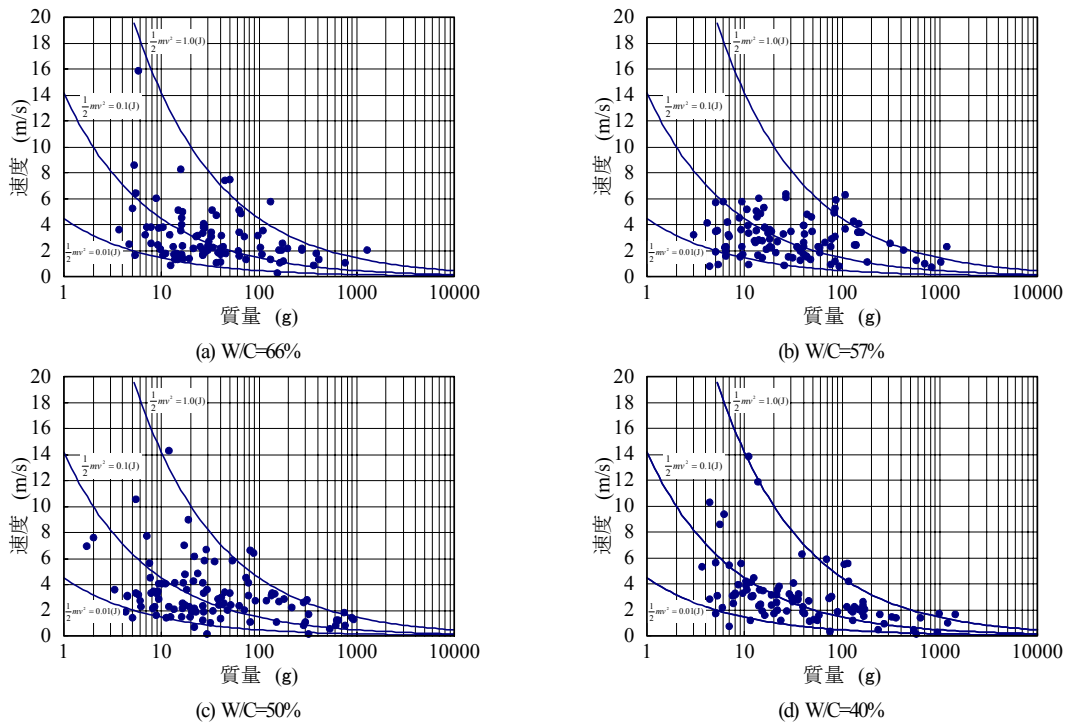


図-22 質量～速度関係

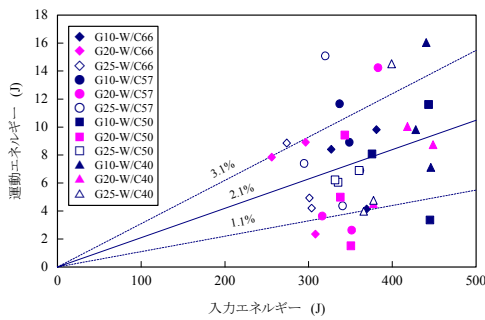


図-23 入力エネルギー～運動エネルギー関係

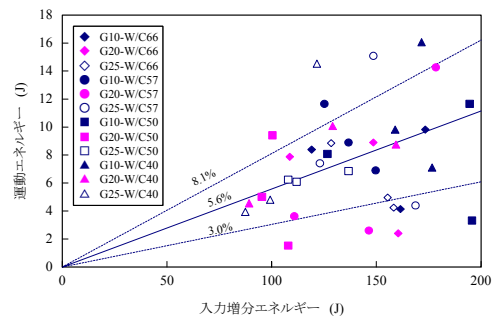


図-24 入力増分エネルギー～運動エネルギー関係

4. 個別要素による飛散解析手法

(1) 解析モデル

実験結果によると、コンクリート材料の強度特性と破片との詳細な因果関係を明らかにすることは困難であるが、供試体に入力された変形エネルギーの1～3%が破片の運動エネルギーに変換されて、大小の破片を形成し、破壊前の供試体の変形速度と同等もしくは3倍程度の飛び出し速度を持って飛散することが明らかになった。

この実験結果の解析を個別要素法によって、図-25(a)に示す3次元規則配列モデルを用いて行うこととした。すなわち、直径10mm ($R=5.0\text{mm}$)の球形要素(2083個)を用いて、図-25(b)に示すI, IIパターンのような六角形配列を交互に積み上げ、均一な接触点数となる最密充填で配列した。そのうえで、図-25(a)に示すように解析モデルの上下を平面要素ではさみ、図-9から求められる変位～時間関係を上側の平面に与えた。なお、図-25(a)で濃い灰色で示した載荷板と接する要素は、端面摩擦を考慮

して、平面要素と接触中はばねの変形を小さくするように制御して相互に離れないようにした。

(2) 運動方程式の解析基本式

図-25の一部を構成する要素を図-26のように一般化すると、三次元における運動方程式は次のように表せる。

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{D}\dot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{F}_k(t) = \mathbf{F}(t) \quad (4)$$

ここで、 \mathbf{M} : 質量マトリクス, \mathbf{D} : 減衰マトリクス, \mathbf{F}_k : ばね剛性による力ベクトル, \mathbf{F} : 外力ベクトル, \mathbf{u} : 変位ベクトル, (\cdot) : 時間に関する1次微分。

一方、加速度項を中心差分法により、また、速度項は後進差分法により近似化すると、次式となる。

$$\ddot{\mathbf{u}}(t) = \frac{\mathbf{u}(t + \Delta t) - 2\mathbf{u}(t) + \mathbf{u}(t - \Delta t)}{\Delta t^2} \quad (5)$$

$$\dot{\mathbf{u}}(t) = \frac{\mathbf{u}(t) - \mathbf{u}(t - \Delta t)}{\Delta t} \quad (6)$$

これを式(4)の運動方程式と連立して解き、時間 $(t + \Delta t)$ における変位を求めると次式が得られる。

$$\mathbf{u}(t + \Delta t) = \left(\frac{\mathbf{M}}{\Delta t^2} \right)^{-1} \left\{ \mathbf{F}(t) - \mathbf{F}_k(t) + \mathbf{D} \frac{\Delta \mathbf{u}}{\Delta t} \right\} + \{ 2\mathbf{u}(t) - \mathbf{u}(t - \Delta t) \} \quad (7-a)$$

$$\Delta \mathbf{u} = \mathbf{u}(t) - \mathbf{u}(t - \Delta t) \quad (7-b)$$

ここで、 $\Delta \mathbf{u}$: Δt 秒間の \mathbf{u} の増分.

(3) つり合い条件式

接触力を表現するため要素間の接触点におけるばねモデルは図-27 に示すように法線方向のばね(f_n :力, q_n :変形量), 接線方向のばね(f_{s1} , f_{s2} , q_{s1} , q_{s2})を設定し, また, 並列するダッシュポットを設置している.

剛性による力 \mathbf{F}_k は, 弾性時には, 剛性マトリクス \mathbf{K} と要素間変位 $\mathbf{u}(t)$ によって

$$\mathbf{F}_k = \mathbf{K}\mathbf{u}(t) \quad (8)$$

と表されるが, 非線形応答域における処理のため, 次のように各要素に設けられたばね力の集成によって与える.

$$\mathbf{F}_{k_i}(t) = \sum_{j=1}^m \mathbf{C}_{ij}^T \mathbf{f}_{ij}(t) \quad (9)$$

ここで, \mathbf{F}_{k_i} : i 要素に設けられたばねから受ける力のベクトル, $\mathbf{f}_{ij}(t)$: i 要素に設けられた j 番目のばねの時刻 t における力, \mathbf{C}_{ij}^T : 力のつり合いマトリクス, m : i 要素に関連するばねの総数(配位数).

力のつり合いマトリクスは, 図-27 における局所座標系におけるつり合い条件を全体座標系に変換したものであり次式となる.

$$\mathbf{C}_{ij}^T = \mathbf{T}_{ij} \tilde{\mathbf{C}}_{ij}^T \quad (10)$$

ここで, $\tilde{\mathbf{C}}_{ij}^T$: 局所座標系でのつり合いマトリクス, \mathbf{T} : 座標変換マトリクス.

(4) 適合条件式

また, 変形適合条件はつり合いマトリクスと転置関係にあり, 次式によって与えられる.

$$\mathbf{q}_{ij} = \mathbf{C}_{ij} \begin{bmatrix} \mathbf{u}_i \\ \mathbf{u}_j \end{bmatrix} \quad (11)$$

ここで, \mathbf{q}_{ij} : i 要素における j 番目ばねの変形量, \mathbf{C}_{ij} : 変形適合マトリクス.

(5) 構成則

本研究の目的とする飛散シミュレーションを適切に行うためには, 図-28 の弾性を支配するばね係数 k_n , k_s などの局所的なばねの構成則を決定する必要がある. しかし, コンクリートの構成則パラメータはスケール依存性がある³¹⁾ものの, 実用的には図-28(a), (b)に示すようなコンクリート要素試験を基に決定されるものであり³²⁾, 一般に平均応力と平均ひずみの関係が既知関係として与えられる.

$$\bar{\sigma} = P/A \quad (12)$$

$$\bar{\varepsilon} = \delta/h \quad (13)$$

ここで, $\bar{\sigma}$, $\bar{\varepsilon}$: それぞれ, 平均応力および平均ひずみ, P : 供試体に作用する荷重, A : 供試体の断面積,

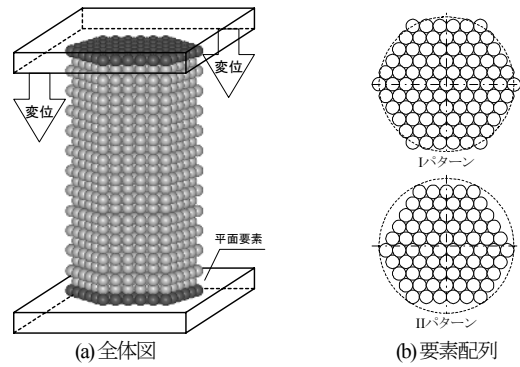


図-25 解析モデル

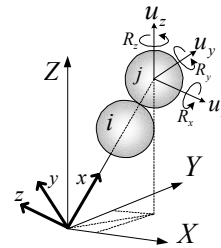


図-26 全体座標系と局所座標系

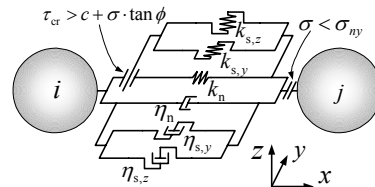


図-27 ばねモデル

δ : 供試体の変形量, h : 供試体の高さ.

ただし, 式(12), (13)には, 要素試験の「要素内の応力およびひずみは偏りなく平均的に分布している」とする仮定が用いられている.

一方, 個別要素法では, 図-28(c), (d)に示すように, ばねの代表面積, 代表長さによって次式の関係がある.

$$\sigma = \frac{f_n}{A_p}, \quad \varepsilon = \frac{q_n}{l_n} \quad (14-a,b)$$

$$\tau = \frac{f_s}{A_p}, \quad \gamma = \frac{q_s}{l_s} \quad (14-c,d)$$

ここで, σ , ε : それぞれ法線方向ばねの応力およびひずみ, A_p : 1 個の要素の代表面積(= A/N_p), N_p : 図-25 の II パターンの個数, τ , γ : それぞれ接線方向ばねの応力およびせん断ひずみ, l_n , l_s : それぞれ代表長さであり, 図-25 の規則配列を前提として, 次のように与えるものとする.

$$l_n = 2R \quad (15-a)$$

$$l_s = 2R \quad (15-b)$$

ここで, R : 要素の半径.

このようにして求められる図-28(b)と(d)は, いずれもコンクリートの応力~ひずみ関係であるが, 非弾性領域の挙動においては, 応力もしくはひずみの供試体全領域における均一性の仮定が成立しない. すなわち同時刻における応力状態(ひずみ状態)は, 場所によって異なる状

態となる。このひずみの局所化によってその一部は破片となって飛び出し、一部は残ることになる。よって、図-28(b)と(d)の2つの応力～ひずみ関係は異なるものとなる。一方で、局所的な応力～ひずみ関係だけを求める試験法は見当たらない³⁾。

本研究では、図-25の規則配列で、最小要素スケールが10mm程度の解析法における構成則について検討することを前提として、図-29に示す法線方向ばねの応力～ひずみ関係、図-30に示す接線方向ばねの応力～ひずみ関係と、この2つが共有する図-31に示すモール・クーロン型の限界状態を組み合わせて用いるものとした。ちなみにこの要素の大きさは、クーラン条件³³⁾ではタイムステップ 1.0×10^7 で安定して運動方程式が解けることに相当する。

a) 弾性領域²⁷⁾

弾性領域におけるばねの構成則は、次式のヤング係数 E とせん断剛性係数 G によって決定される。

$$\sigma = E\varepsilon \tag{16-a}$$

$$\tau = G\gamma \tag{16-b}$$

ここで、図-28(c)と(d)とを関係付ける要素の代表面積 A_p は、図-32 に示すように円柱供試体の断面積を要素配列 II パターンの投影面積に比例配分したうえで、図-33 に示す規則配列の幾何学的特性を連立して解くと、平均応力とばねの応力の関係および、平均ひずみとばねのひずみの関係が求められる。

$$\sigma = C_1 \bar{\sigma} \tag{17-a}$$

$$\tau = C_2 \bar{\tau} \tag{17-b}$$

$$C_1 = \frac{1}{3} \times \frac{\sin \theta_v (\sin^2 \theta_v - \nu \cos^2 \theta_v)}{\sin^2 \theta_v - \nu \cos^2 \theta_v (1 + 4 \sin^2 \theta_H)} \tag{17-c}$$

$$C_2 = \frac{1}{3} \times \frac{\cos \theta_v \{ \sin^2 \theta_v - \nu (\cos^2 \theta_v + 4 \sin^2 \theta_H) \}}{\sin^2 \theta_v - \nu \cos^2 \theta_v (1 + 4 \sin^2 \theta_H)} \tag{17-d}$$

$$\varepsilon = C_3 \bar{\varepsilon} \tag{18-a}$$

$$\gamma = C_4 \bar{\gamma} \tag{18-b}$$

$$C_3 = \sin^2 \theta_v - \nu \cos^2 \theta_v \tag{18-c}$$

$$C_4 = (1 + \nu) \sin \theta_v \cos \theta_v \tag{18-d}$$

ここで、 θ_v : 図-33 に示す正四面体 $abcd$ において辺 ab 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($=60^\circ$)、 ν : ポアソン比、 C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 : 幾何的変換係数。よって、次式によってヤング係数とせん断剛性係数が求められる。

$$E = \bar{E} (C_1 / C_3) \tag{19-a}$$

$$G = \bar{E} (C_2 / C_4) \tag{19-b}$$

図-34 に G20-W/C50 における実験結果を用いて決定されたパラメータによる解析結果を示す。解析の応力～ひずみ関係は、平均ひずみおよび側方ひずみとも実験値とよく一致していることがわかる。ただし、図-34 のひずみは供試体中心部のものである。図中には供試体の高さ

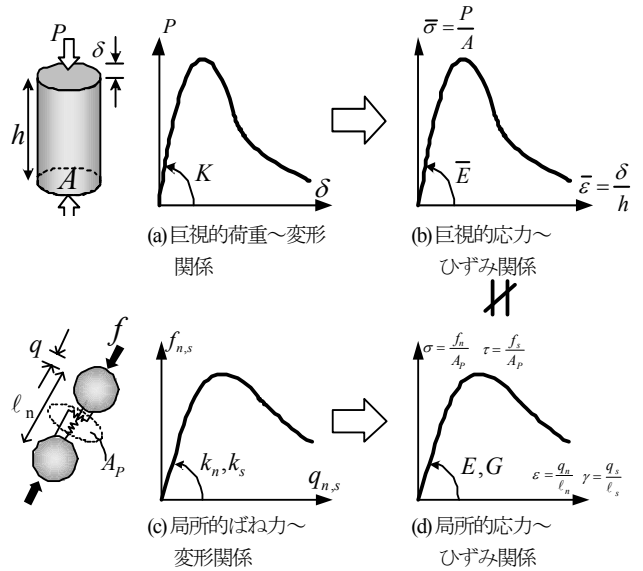


図-28 巨視的構成則と局所的構成則(ばね)

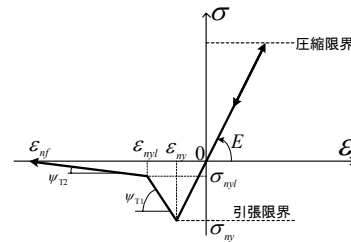


図-29 法線方向ばねの応力～ひずみ関係

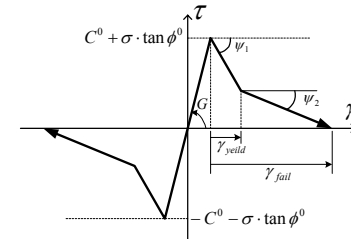


図-30 接線方向ばねの応力～ひずみ関係

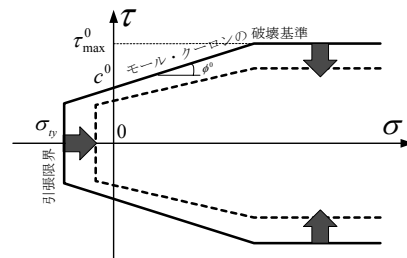


図-31 限界条件式の挙動

方向中央部の周長から求めた側方ひずみをの点線で示しているが、この場合のポアソン比は 0.07 である。図-35 には、解析断面における法線方向と接線方向応力比分布を示す。ここで応力比 ξ_1 とは式(17-a)から求められるばねの応力に対する比率を示している。また、せん断応力比 ξ_2 は式(17-b)から求められるばねのせん断応力との比を示しており、次式で与えられる。

$$\xi_1 = \frac{\sigma}{C_1 \bar{\sigma}} = \frac{\sigma}{C_1 (P/A)} \tag{20}$$

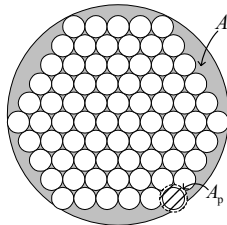


図-32 要素1個分の代表面積

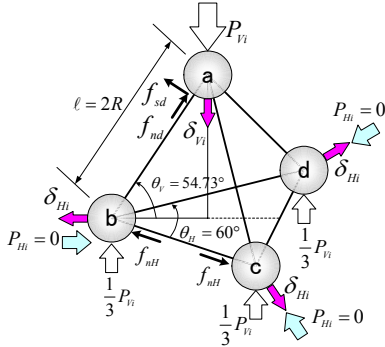


図-33 正四面体の頂点の球形要素と要素間ばね

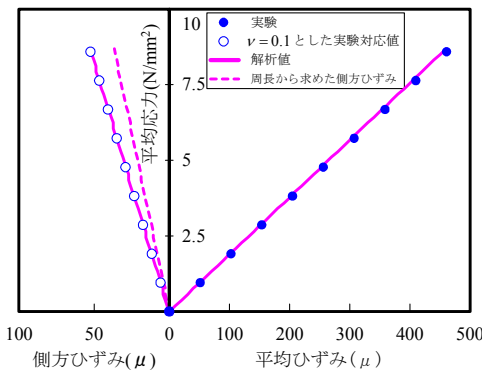


図-34 弾性領域ばね剛性の検証

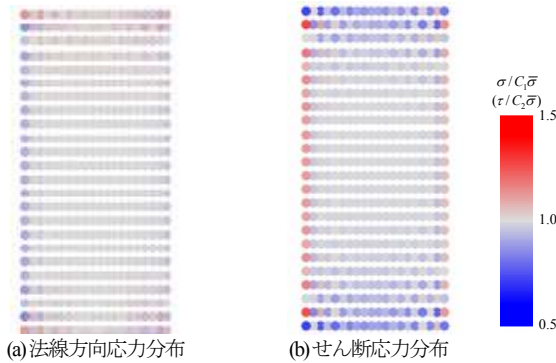


図-35 弾性解析における応力分布

$$\xi_2 = \frac{\tau}{C_2 \bar{\sigma}} = \frac{\tau}{C_2 (P/A)} \quad (21)$$

これより、端面付近では法線応力が平均応力よりも大きく、逆に側面では小さくなっていることがわかる。また、最も比率が大きいのは、実験で斜めひび割れの発端となる肩部であり、法線応力で 1.12、せん断応力で 1.25 程度となっている。

b) 引張限界および引張ばねの軟化

法線方向ばねについては引張強度に達すると、その後

は引張破壊エネルギーを基準として軟化勾配を変化させる 1/4 モデル^{23) 34)}に従う非線形構成則とした。なお、引張側終局ひずみ ϵ_{yf} を超えた後の再接触では、引張に対して抵抗しない。引張破壊エネルギー G_{F_ana} は、次のように求められる。

$$G_{F_ana} = G_{F_unit} \times A_p \quad (22)$$

ここで、 G_{F_unit} : 引張実験から得られる単位面積当たりの引張破壊エネルギー。

また、式(17-c)より引張限界応力は次式によって求められる。

$$\sigma_{ny} = C_1 \bar{\sigma}_{ny} \quad (23)$$

ここで、 $\bar{\sigma}_{ny}$: 表-2 に示した引張実験から得られる引張強度、 C_1 : 式(18-c)によって求められる幾何学的変換係数、 σ_{ny} : 図-29 の構成則用の引張限界値。

なお、1/4 モデルの定義に基づき、引張軟化勾配変化点ひずみ $\epsilon_{ny\ell}$ 、引張終局ひずみ ϵ_{nf} は次式により定義される。

$$\epsilon_{ny\ell} = 0.75 G_{F_unit} / \sigma_{ny} \quad (24-a)$$

$$\epsilon_{nf} = 0.5 G_{F_unit} / \sigma_{ny} \quad (24-b)$$

よって、引張軟化勾配 ψ_{T1} 、 ψ_{T2} は、次式により求まる。

$$\psi_{T1} = \sigma_{ny}^2 / G_{F_unit} \quad (25-a)$$

$$\psi_{T2} = \sigma_{ny}^2 / 17 G_{F_unit} \quad (25-b)$$

なお、高速変形時には、引張限界力 σ_{ny} および引張破壊エネルギー $G_{F_unit_d}$ を、藤掛ら³⁵⁾の提案式に従って、ひずみ速度効果により増加させるものとした。すなわち、

$$\frac{\sigma_{ny_d}}{\sigma_{ny_s}} = 0.0433 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{0.3363} \quad (26-a)$$

$$\frac{G_{F_unit_d}}{G_{F_unit_s}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{0.002} \left[\log_{10} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right) \right]^{1.85} \quad (26-b)$$

ここで、 $\dot{\epsilon}_s$: 静的載荷のひずみ速度、 $\dot{\epsilon}$: 急速載荷のひずみ速度、 σ_{ny_s} : 静的載荷時の引張限界力、 σ_{ny_d} : ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で載荷した場合の引張限界力、 $G_{F_unit_s}$: 静的載荷時の破壊エネルギー、 $G_{F_unit_d}$: ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で載荷した場合の破壊エネルギー。

よって、引張域(負のひずみ値)の応力~ひずみ関係は次式となる。

$$\sigma = \sigma_{ny} + \psi_{T1} (\epsilon - \epsilon_{ny}) \quad (\epsilon_{ny\ell} < \epsilon < \epsilon_{ny}) \quad (27-a)$$

$$\sigma = \sigma_{ny} / 4 + \psi_{T2} (\epsilon - \epsilon_{ny\ell}) \quad (\epsilon_{nf} < \epsilon < \epsilon_{ny\ell}) \quad (27-b)$$

$$\sigma = 0 \quad (\epsilon < \epsilon_{nf}) \quad (27-c)$$

c) モール・クーロンの破壊基準

図-31 に示すように、せん断応力にモール・クーロンの破壊基準を設ける。

$$\tau_{cr}^0 = c^0 + \sigma \tan \phi^0 \quad (28)$$

ここで、 τ_{cr}^0 : 初期限界せん断応力、 c^0 : 初期粘着力項、 ϕ^0 : 初期内部摩擦角。

初期粘着力 c^0 については、上田³⁶⁾は粘着力は圧縮強度の 0.138 倍であるとし、また、一般に引張強度は圧縮強度の 1 割程度とされていることを考慮して、次式によって与えるものとした。

$$c^0 = 1.4\sigma_{ny} \quad (29)$$

したがって、要素間ばねに与える初期粘着力 c^0 は式(23)、(29)から、コンクリート圧縮強度の 1/10 以下になることがわかる。

初期内部摩擦角 ϕ^0 については、コンクリートの破壊面との関係から、次式によって求めるものとした。

$$\phi^0 = 2(\theta_f - 45^\circ) \quad (30)$$

ここで、 θ_f : せん断破壊面の水平面となす角。

d) せん断応力限界

モール・クーロンの破壊基準は、図-31 で示すようにある臨界点で一定となる。

$$\tau_{cr} = \tau_{max} \quad (31)$$

ここで、 τ_{max} : 臨界せん断応力。

ところで、式(12)から(31)に至る設定を用いてパラメータ設定を行うと、弾性範囲の法線ばね力と接線ばね力の増分方向 ($C_2\xi_2 / \xi_1$) は内部摩擦角との差異が小さいため、図-36 に示すように式(31)の限界によって非線形応答の開始点が決定付けられる。また、式(20)、(21)による断面内の応力比分布を考慮し、式(17)と連立して解くと、初期臨界せん断応力 τ_{max}^0 を設定する次式が得られる。

$$\tau_{max}^0 = \xi C_2 \bar{\sigma}_{max} \quad (32)$$

$$\xi = \xi_2 / \xi_1 \quad (33)$$

ここで、 ξ : 強度補正係数であり、設定法は後述する。

e) 引張限界および軟化域

図-29、30 に示すような一旦限界状態に達した接触ばねの限界線は、図-37 に示すように、すべり塑性変形に応じて縮小するものとした。すなわち、

$$\tau_{max} = S\tau_{max}^0 \quad (34-a)$$

$$c = Sc^0 \quad (34-b)$$

$$\tan\phi = S \tan\phi^0 \quad (34-c)$$

$$\sigma_{ny} = S\sigma_{ny}^0 \quad (34-d)$$

ここで、 τ_{max} 、 c 、 $\tan\phi$ 、 σ_{ny} : 縮小後の限界値パラメータ、 S : 局所の軟化係数であり、図-37 に示すように次式によって与えられるものとした。

$$S = 1.0 - \psi_1(\gamma - \gamma^e) \quad (\gamma^P \leq \gamma_1^P) \quad (35-a)$$

$$S = S_1 - \psi_2(\gamma - \gamma^e - \gamma_1^P) \quad (\gamma^P > \gamma_1^P) \quad (35-b)$$

ここで、 S_1 : 第 1 段階軟化領域の終了点、 ψ_{r1} 、 ψ_{r2} : それぞれ、第 1、2 段階の局所の軟化勾配、 γ^e : 弾性せん断ひずみ、 γ_1^P : S_1 に対応する塑性せん断ひずみ。

ところで、図-15 に示すように実験結果の平均応力～平均ひずみ関係から平均応力～平均ひずみ関係における軟化係数 ζ_1 、 ζ_2 が与えられる。仮に軟化領域において

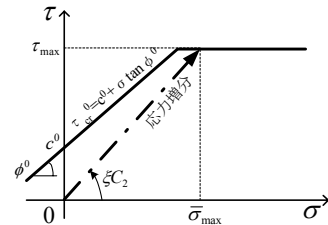


図-36 モール・クーロンの破壊基準とばねの応力

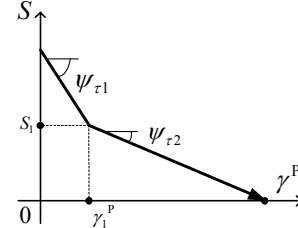


図-37 縮小係数

表-3 基準パラメータ

パラメータ名	基準パラメータ	
ばね剛性	E (N/mm ²)	1.00×10^4
	G (N/mm ²)	4.53×10^3
粘着力	c^0 (N/mm ²)	2.53
摩擦係数 【摩擦角】	$\tan \phi^0$ [ϕ^0 (°)]	0.754 [37]
軟化勾配	ψ_1 (N/mm ²) ($\alpha_1=1$)	7.53×10^3
	ψ_2 (N/mm ²) ($\alpha_2=2$)	7.48×10^2
	S_1	0.3
せん断応力限界	τ_{max}^0 (N/mm ²) ($\zeta=1$)	4.38
引張限界	$\sigma_{ny,d}$ (N/mm ²)	-2.30
引張破壊エネルギー	G_{rand} (J/m ²)	8.57×10

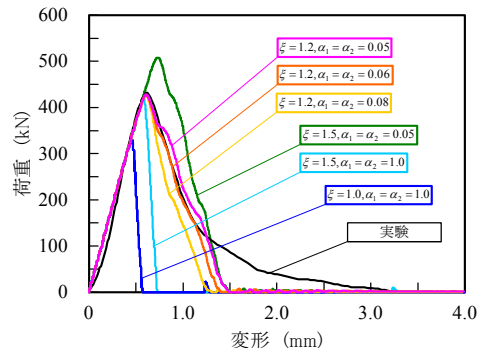


図-38 補正係数の検討

も弾性領域と同様な比率が平均応力と局所の応力～ひずみ関係に成立するならば、図-37 の局所の軟化勾配は次式によって与えられる。

$$\psi_{r1} = \frac{C_2}{C_4} \zeta_1 \quad (36-a)$$

$$\psi_{r2} = \frac{C_2}{C_4} \zeta_2 \quad (36-b)$$

ただし、局所が軟化を開始すると、周辺の弾性ひずみエネルギーの解放を吸収するために、その局所に急激に塑性ひずみが集中するため、弾性と同様な比率は成立しない。そのため、式(36)を補正するものとした。

$$\psi_{r1} = \alpha_1 \frac{C_2}{C_4} \zeta_1 \quad (37-a)$$

$$\psi_{r2} = \alpha_2 \frac{C_2}{C_4} \zeta_2 \quad (37-b)$$

ここで、 α_1 、 α_2 ：それぞれ軟化勾配 ψ_{r1} 、 ψ_{r2} に対する補正係数。

5. 確定パラメータによるシミュレーション結果

前述の要領によって、水セメント比G20-W/C50のコンクリート供試体の急速載荷実験に基づく構成則パラメータは表-3のように求められる。ただし、式(33)の強度補正係数 ξ 、および式(37)の軟化勾配の補正係数 α_1 、 α_2 は、実験に同定して決定する必要がある。図-38には、 $\alpha_1 = \alpha_2$ の条件下でこれらをパラメトリックに変化させた場合の解析結果を実験値と比較して示す。まず、 $\xi = 1.0$ 、 $\alpha_1 = \alpha_2 = 1.0$ とした場合の荷重～変形関係においては、実験強度の77%までの弾性応答は実験結果を再現できているものの、その直後に脆性的に破壊する。図-39に、この解析における要素の移動速度、せん断ばね変形、および接触力分布の推移を示す。なお、破壊挙動では要素の速度ベクトルを赤線で示し、接触力分布では圧縮を黒、引張を赤の実線で示している。図-39(a)の $t = 3.50\text{msec}$ は弾性領域であるので、接触力がほぼ均一に分布し、同時にせん断変形も均一で極めて小さい。図-39(b)の最大耐力に達した $t = 3.70\text{msec}$ では、せん断変形分布の均一性は概ね保たれているが、図-39(c)の $t = 3.76\text{msec}$ では、荷重が最大耐力の3/4程度まで低下し、せん断変形分布は供試体断面をX字にクロスする卓越したせん断変形量の連続線が現れる。その線上においては肩部が大きなせん断変形となり、接触力が斜め外向きに作用している。その結果、この供試体の肩部の要素が $1 \sim 4\text{m/s}$ で移動し始めている。図-39(d)の $t = 3.81\text{msec}$ は荷重が最大耐力の1/3程度まで低下した時刻であり、図-39(e)は抵抗力が完全に失われた時刻である。X字線上のせん断変形の卓越が顕著になり、供試体の中心部のみに接触力が集中し、外側へ押し出すように働いている。このため外側の要素は塊となって約 4m/s の速度で飛び出している。その後、上下の円錐塊内のせん断変形は弾性除荷して零になっている。

図-35における分析では、弾性時の局所では、平均応力に対して応力比 ξ の最大値が1.5となっていることから、式(32)における強度補正係数 ξ を1.5にすると図-38の水色線のようになり、確かに実験値の最大荷重を再現することができる。しかし、最大荷重後に脆性的に荷重が低下する点は実験値を再現できていない。軟化領域の勾配をより良く再現するためには、 $\alpha_1 = \alpha_2 = 0.05$ とした場合を緑線で示すが、右肩部での応力状態がモール・クーロンの破壊基準に達した後の供試体内におけるX字状

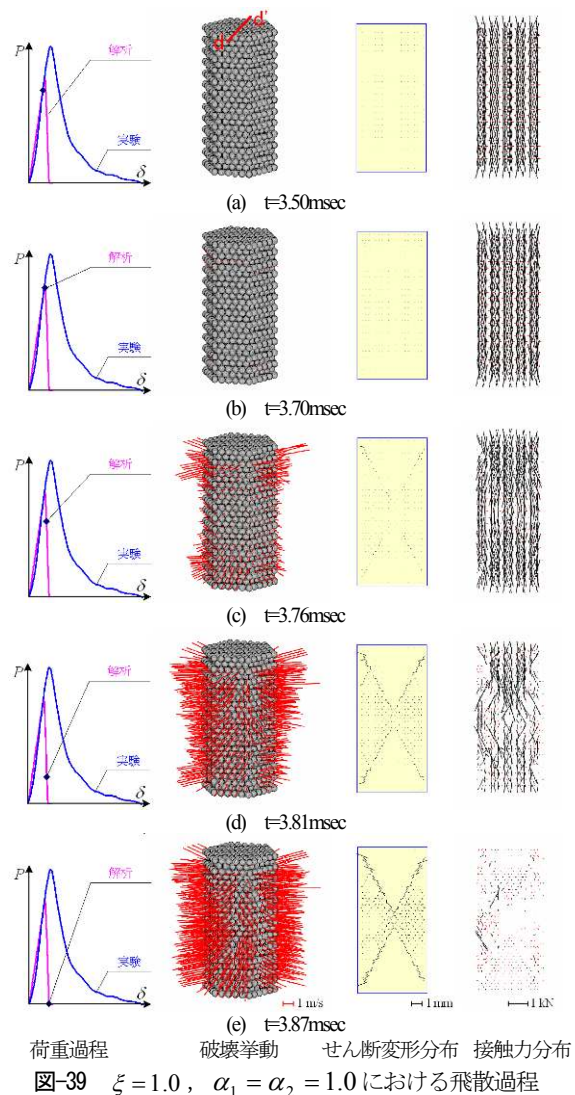
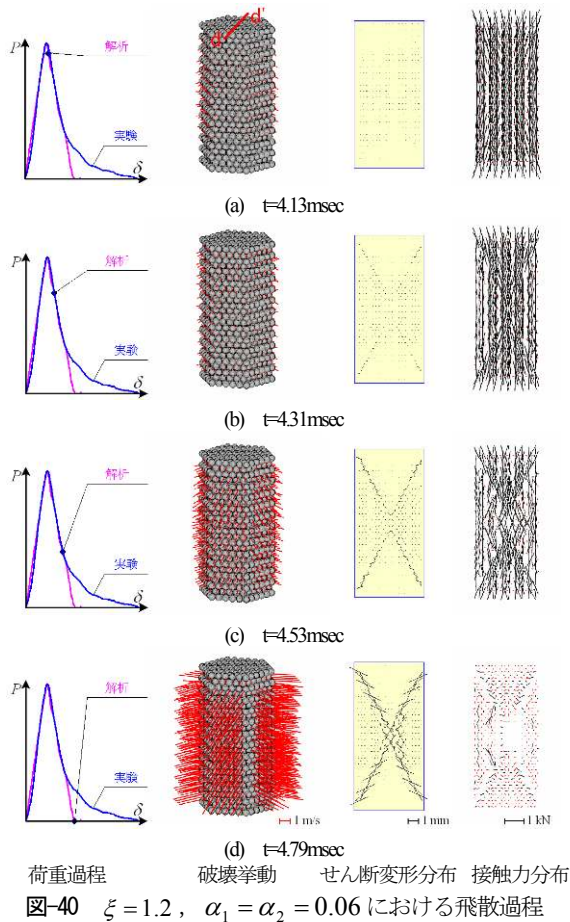


図-39 $\xi = 1.0$ 、 $\alpha_1 = \alpha_2 = 1.0$ における飛散過程

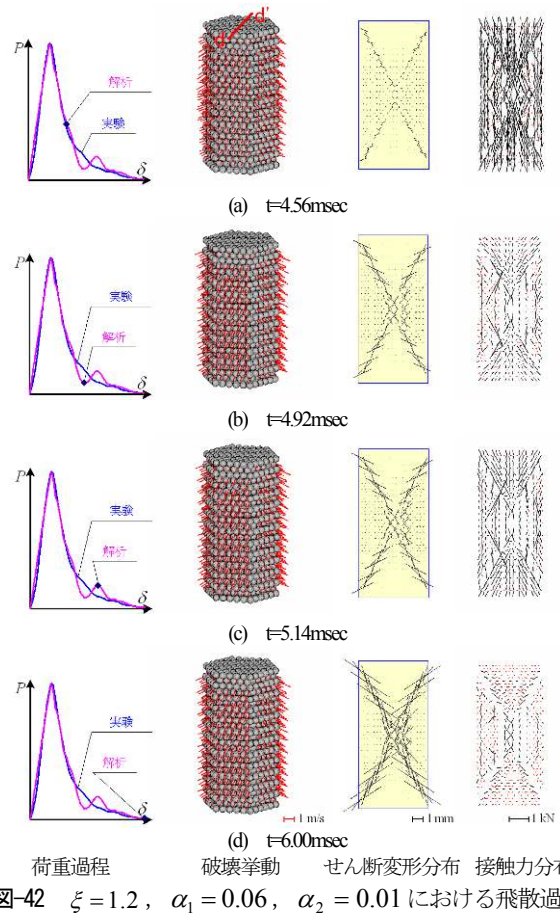
の破壊線の形成に粘りができるため、最大荷重が実験値よりも大きくなってしまふ。

よって、このような軟化補正係数との相互作用を考慮しながら $\alpha_1 = \alpha_2$ とする条件下において各補正係数をパラメトリックに探索すると、図-38に示すように、 $\xi = 1.2$ 、 $\alpha_1 = \alpha_2 = 0.06$ において最も適合の良い結果が得られる。ただし、変形 $\delta = 1.2 \text{ mm}$ 以降の裾野のような粘りは表現できてない。

図-40には、この $\xi = 1.2$ 、 $\alpha_1 = \alpha_2 = 0.06$ とした場合の飛散過程を示している。図-40(a)の $t = 4.13\text{msec}$ は、図-39(b)に対応する最大荷重直後の応答である。断面内は完全に弾性ではないので、上下の外側から斜めにせん断変形が現れ始めている。このため接触力は、肩部においてやや外向きの力が働き、また、供試体の中間高さの外側要素が外向きに動き始めている。その後、図-40(b)の $t = 4.31\text{msec}$ では、せん断変形の連続線がX形状で形成され、接触力も各点において斜め方向に働いており、外側へ押し出す力が内部に発生している。この傾向は $t = 4.53\text{msec}$ まで促進され、外側へ約 1m/s ではじき出され



荷重過程 破壊挙動 せん断変形分布 接触力分布
 図-40 $\xi = 1.2$, $\alpha_1 = \alpha_2 = 0.06$ における飛散過程



荷重過程 破壊挙動 せん断変形分布 接触力分布
 図-42 $\xi = 1.2$, $\alpha_1 = 0.06$, $\alpha_2 = 0.01$ における飛散過程

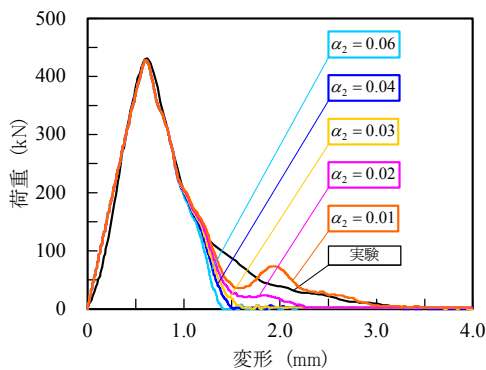


図-41 軟化補正係数の検討 ($\xi = 1.2$, $\alpha_1 = 0.06$)

るくの字形三角形の塊が形成されている。さらに、 $t=4.79\text{msec}$ ではせん断変形の卓越線に沿ってくの字形のくさび塊は離反する。その内部には、引張力が分布して発生しており、X字状線上においてのみ、圧縮力が発生している。これより、2つの塊は相互に押しやり、逆に離反を引き止める力が働いたりして、応力が伝播していることがわかる。

以上の結果より、図-28で述べた巨視的な変形と局所的な変形の相違を制御するために設けた式(37)の役割が理解できる。

続いて、荷重～変形関係の裾野領域を適合させるため、 $\alpha_1 = 0.06$ と固定し、 α_2 を0.01まで低減させると、図-41に示すような荷重～変形関係が得られる。 α_2 を小さく

するにつれて、100kNより小さな荷重領域で若干粘りができ始め、 $\alpha_2 = 0.01$ の場合に、 $\delta = 2.0\text{mm}$ 以降に実験と同程度の粘りが見受けられる。ただし、振動のような荷重の増減が見られる。

図-42に、この $\xi = 1.2$, $\alpha_1 = 0.06$, $\alpha_2 = 0.01$ とした場合の、 $\delta = 1.0\text{mm}$ 以降に対応する要素挙動を示す。図-42(a)の $t=4.56\text{msec}$ の状態は、図-40(c)で示した $t=4.53\text{msec}$ の荷重状態に対応し、両者はほぼ同じ状態である。図-42(b)の $t=4.92\text{msec}$ は、図-40(d)とせん断変形分布がほぼ同等であり、図-40ではこの2つの状態変化に0.26msec要するが、図-42では0.36msecである。このため、外側要素の速度ベクトルは図-40(d)に比して小さく、概ね2m/s程度となっている。その後、図-42(c)の $t=5.14\text{msec}$ では抵抗力が再度持ち直しているが、X字破壊線上の要素間ばねが再接触のようになり圧縮応力が再増加しているためである。 $t=6.00\text{msec}$ で抵抗力が失われた状態では、X字状破壊線状のせん断変形の集中はさらに顕著となるが、内部の接触力分布は図-40(d)の状態とはほぼ同様のものとなっている。このように、徐々に応力が低下するため、外側要素の速度ベクトルは図-40(d)よりも小さく、約1m/sの速度が維持されている。

図-43に実験で得られた図-12に対応する飛散状況と写真-2に対応する最終破砕片形状を示す。これより、 $\alpha_1 = \alpha_2 = 0.06$ の場合、破砕片は軸対称形で正確に6つ

のくの字形三角形の破片が形成され、この塊が4.5m/sで飛び出すことがわかる。ちなみに、その飛散速度は実験の大きい塊のものより大きい。一方、 $\alpha_1 = 0.06$ 、 $\alpha_2 = 0.01$ とした場合にも、軸対称形の破砕片が形成されるが、水平方向の速度が小さいため、破壊後は重力により落下している。すなわち、実験の飛散速度を表現できていない。

図-44に解析で得られた各破片の速度～質量関係を示す。ここで、解析結果の飛散速度は飛散片の分裂が生じなくなる载荷開始から0.1s後の要素の塊ごとの並進方向速度である。解析では完全に軸対称形状の破壊片が形成され、それらの3つずつは全く同じ質量と速度を有している。よっていずれの解析でも、プロットされている速度～質量関係の点に実験のようなばらつきは表現できていない。

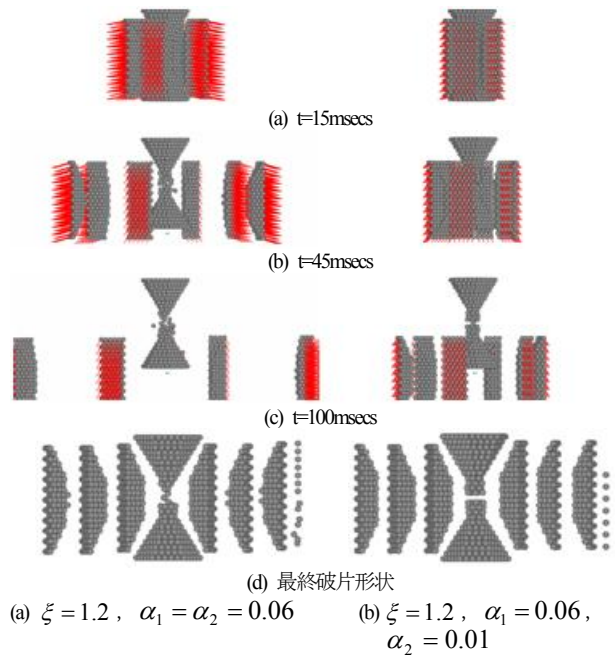


図-43 破壊形状

6. 引張限界のランダム性の影響

前述のように確定的な構成則では、破壊面が確定的に形成されるため、実験で観測されたばらつきのある飛散片を形成できない。また、軟化領域の粘りを大きくすると飛散エネルギーが小さく、逆に粘りを小さくすると飛散エネルギーが大きくなる。このように軟化領域の粘り表現と飛散片の運動エネルギーとはトレードオフ関係になり、実験結果と同じような荷重の粘りと飛散エネルギーとを両立できない。そこで、図-4に示した実験の引張限界や引張破壊エネルギーのばらつきが大きいことに着目して、ばねの引張構成則にばらつきを与えることを検討した。すなわち、図-45に示すように、引張限界にばらつきを与える。その際の破壊エネルギーは応力～ひずみ関係の形状と相似性を保つことに伴ってばらつくものとする。表-2によると引張限界のばらつきは変動係数にして30～60%である。そこで、表-3で示した引張限界のパラメータを平均値として、変動係数 $\rho_{\sigma_{nf}} = 0.3$ 、および0.6を与えて検討を行った。ばらつきは図-46に示すように、引張限界が正規分布の確率分布となるように、かつ、空間的には図-46(c)に示すように均等分布となるように設定した。

図-47に確定的パラメータで実験結果を最も良く再現できていた $\xi = 1.2$ 、 $\alpha_1 = 0.06$ 、 $\alpha_2 = 0.01$ において、変動係数 $\rho_{\sigma_{nf}} = 0.3$ 、および0.6とするばらつきを与えた場合の荷重～変形関係を示す。これより、 $\rho_{\sigma_{nf}} = 0.3$ の結果は、確定的解析結果とあまり変わらないことがわかる。実際、破片の形成や各破片の速度のばらつきにおいても、顕著な違いは見られなかった。一方、 $\rho_{\sigma_{nf}} = 0.6$ とした場合には、最大荷重が実験値より少し

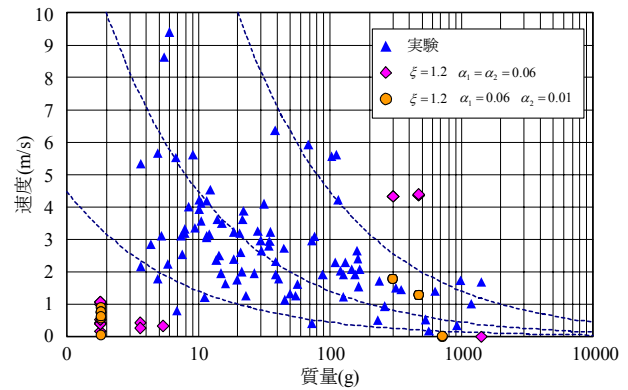


図-44 破片の速度～質量関係

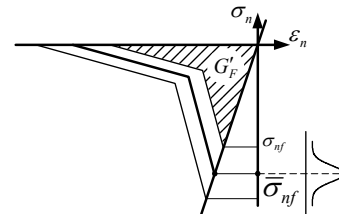


図-45 引張限界のばらつきモデル

小さい点や初期の軟化勾配が実験よりも急になる点があるが、裾野における滑らかな曲線が得られている点では、むしろ実験結果に近づいている。そこで改めて、 $\xi = 1.3$ として最大荷重を高め、 $\alpha_1 = 0.05$ として初期軟化勾配を緩やかにするとともに、裾野の始まりを少し大きな荷重に対応させるために $S_1 = 0.3$ を $S_1 = 0.5$ と大きくしたうえで、 $\rho_{\sigma_{nf}} = 0.6$ とした解析結果を図-48に示す。また、構成則にばらつきを与えることは、解析するたびに解析結果が異なるので、その影響を検討するため、異なる5回の解析結果を示している。解析結果の荷重～変形関係は、実験結果をよく再現できており、5回の解析のばらつきは、裾野付近で若干大きくなるが、概ね再現性があり、図-13に示した実験における供試体の

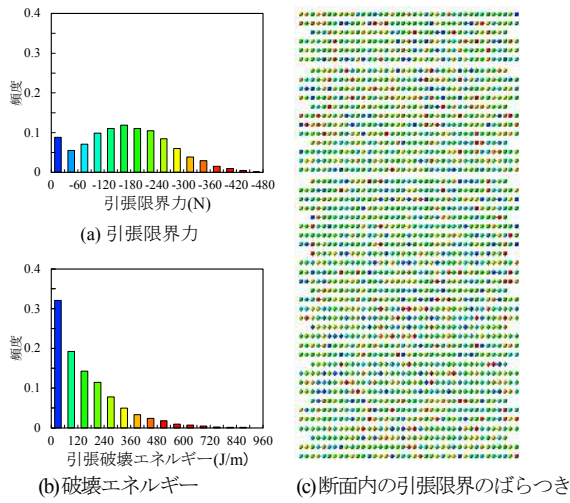


図-46 引張限界のばらつきモデル

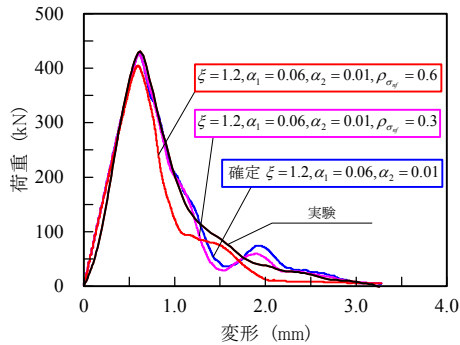


図-47 引張限界ばらつき考慮荷重～変形関係
($\xi = 1.2, \alpha_1 = 0.06, \alpha_2 = 0.01, S_1 = 0.3$)

同一条件に対する荷重～変形関係のばらつきに比しても同等もしくはむしろ小さくなっている。

図-49には、破片の形成過程と最終形状を示しているが、異なった形(質量)の破片が異なった速度を有するように形成されることがわかる。

図-50には、各破片の速度～質量関係を実験と比較して示す。なお、実験はW/C=50%における9回分の結果を示しており、解析は図-48に示した5回分を示している。引張限界にばらつきを与えることにより、破片の質量のばらつきを概ね表現できることがわかる。ただし、実験では、小さい破片の速度が大きくなる傾向があるのに対して、解析では再現できておらず、この点については今後の検討が必要である。

図-51には、入力エネルギーに対する破片の運動エネルギー変換量を実験結果と比較して示している。確定的パラメータで荷重～変形関係が裾野部分を除いて最も良く再現できている $\xi = 1.2, \alpha_1 = \alpha_2 = 0.06, S_1 = 0.3$ とした場合は、入力エネルギー307 Jに対して、飛散片の運動エネルギーが20 Jであり、実験に比してエネルギー変換率が過大な飛散シミュレーションとなっている。一方、確定的パラメータで実験の荷重～変形関係を最もよく再現できている $\xi = 1.2, \alpha_1 = 0.06, \alpha_2 = 0.01, S_1 = 0.3$ 場合では、入力エネルギー385 Jに対して、飛散

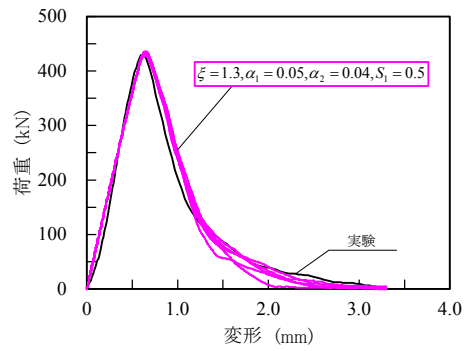


図-48 引張限界ばらつき考慮 ($\rho_{\sigma_{nf}} = 0.6$)

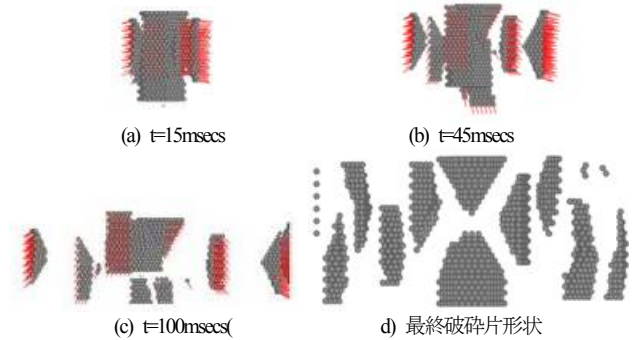


図-49 破壊形状($\xi = 1.3, \alpha_1 = 0.05, \alpha_2 = 0.04, S_1 = 0.5, \rho_{\sigma_{nf}} = 0.6$)

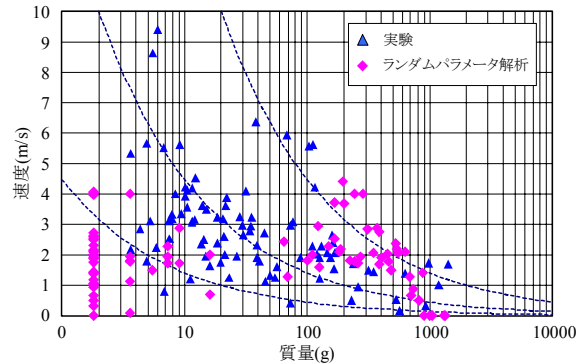


図-50 質量～速度関係

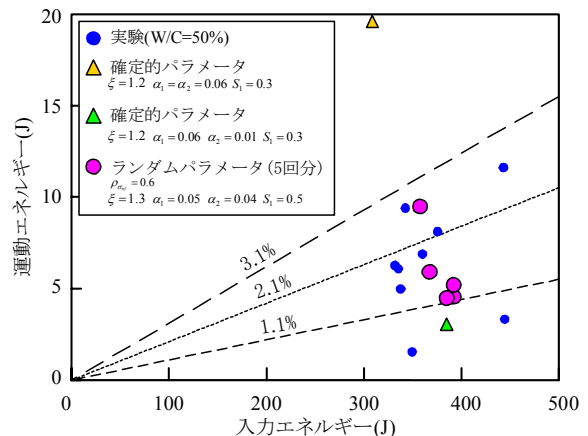


図-51 入力～運動エネルギー関係

片の運動エネルギーが2.6 Jで、エネルギー変換率が実験結果より小さくなり、やはり良いシミュレーション結果が得られない。これに対して、引張限界のばらつき ($\rho_{\sigma_{nf}} = 0.6$) を考慮した図-48の5回の解析結果は変換率が1.1～3.0%の間である。コンクリートは大きなばらつき

を有する材料ではあるものの、実験結果も変換率では平均2.1%で±1%程度の範囲に分布していることから、そのばらつきを含めて実験をよく再現できており、良いシミュレーション結果となっている。ただし、コンクリートが骨材とセメントマトリックスの複合体であることから、要素の大きさ、配列等のばらつきの影響についても今後検討する必要がある。

7. 結 言

本研究は、急速載荷実験による円柱供試体のコンクリート破壊実験を行い、その際に生じる飛散片の性状や飛散エネルギーについて検討をしたうえで、球形要素規則配列モデルによる個別要素解析を行い、個別要素法の飛散片シミュレーションへの適用性について検討したものである。

まず実験結果を要約すると以下ようになる。

- (1) 再現性の高い急速載荷圧縮破壊実験においても最大粗骨材寸法や水セメント比による、飛散片の形状や大きさおよび運動エネルギーに及ぼす有意な影響は見出せなかった。
- (2) 飛散片は球形のものが若干生起するが、大半は長径／短径比が概ね4.5となる細長いものとなる。
- (3) 個々の有する破片の運動エネルギーは非常に大きなばらつきがあるものの、小さく軽い破片が相対的に大きな速度を有する傾向がある。
- (4) 圧縮破壊に必要な全入力エネルギーに占める飛散片の運動エネルギーは、ばらつきが大きいものの非常に小さく、1～3%程度である。

また、個別要素解析の結果を要約すると以下ようになる。

- (1) 円柱供試体の平均応力～平均ひずみ関係を基に、弾性構成則のパラメータ決定法、および非線形軟化領域のパラメータ決定法を提案した。なお、軟化領域では応力～ひずみ関係の局所化に伴って生ずる非相似性を制御するための補正係数を導入して、パラメータ決定を行うものとしている。
- (2) 上述のパラメータ決定法において、弾性領域では規則配列の特性を利用して、平均応力～ひずみ関係のヤング係数およびポアソン比を与えれば解析式によって局所ばねのヤング係数およびせん断係数を決定できることを示した。
- (3) 上述のパラメータ決定法において、非線形領域の強度補正係数を1.2、第1段階軟化補正係数を0.06、第2段階軟化補正係数を0.01とすることにより、軟化における荷重～変形関係を概ねシミュレーションできるこ

とを示した。

- (4) 前項で述べた確定的に構成則パラメータを同定した場合には、荷重～変形関係の再現性と飛散運動エネルギーの再現性がトレードオフ関係となる。また、規則配列で確定的な構成則パラメータであるため、飛散片は軸対称形の合同形となり、実験に見られる飛散片形状の多様性は表現できないことを示した。
- (5) 規則配列であっても、ばねの引張強度と引張破壊エネルギーに変動係数60%程度のばらつきを与えあると、荷重～変形関係における裾野領域の粘りについてもよく再現できるとともに、入力エネルギーに対して1～3%の総運動エネルギーを有しつつ、多様な形状、質量のばらつきを有する飛散片シミュレーションが可能であることを示した。
- (6) ただし、実験で見られた小さな破片ほど飛散速度が大きくなる傾向は再現できていない。また、規則配列の最密充填モデルであり、要素の大きさも10mm径のものに限ったうえでの構成則パラメータ決定であることなどの制約があり、今後の検討が必要である。

参考文献

- 1) 土木学会衝撃問題研究小委員会：構造物の衝撃挙動と設計法、土木学会構造工学シリーズ 6, 1994.1.
- 2) 読賣新聞, 2004.8.14
- 3) 朝日新聞, 2007.6.21
<http://www.asahi.com/special/070619/TKY200706200413.html>
- 4) 土木学会：性能設計における土木構造物に対する作用の指針、土木学会構造工学シリーズ 18, 2008.3.
- 5) 田中秀明, 森下政浩, 伊藤孝, 山口弘：爆発を受ける鉄筋コンクリート版の損傷に及ぼす爆発位置の影響, 土木学会論文集, No.675/V-55, pp.297-312, 2001.4.
- 6) 森下政浩, 田中秀明：繰り返し爆発を受ける鉄筋コンクリート版の損傷, 土木学会論文集, No.752/I-66, pp.317-322, 2004.
- 7) FEMA : Reference Manual to mitigate potential terrorist attacks against buildings, FEMA426, 2003.12.
- 8) Department of Defense : Ammunition and Explosives Safety Standards, DoD 6055.9-STD, 2004.10.5.
- 9) Kennedy, R.P. : A review of procedures for the analysis and design of concrete structures to resist missile impact effects, *Nuclear Eng. and Design*, Vol. 37, pp. 183-203, 1976.
- 10) Sliter, G.E. : Assessment of empirical concrete impact formulas, ASCE, Vol. 106, No. ST5, pp.1023-1045, 1980.5.
- 11) Chelapati, C.V., and Kennedy, R.P.: Probabilistic assessment of aircraft hazard for nuclear power plants, *Nuclear Eng. and Design*, Vol. 19, pp. 333-364, 1972.
- 12) 伊藤千浩, 白井孝治, 大沼博志：剛飛来物の衝突に対する鉄筋コンクリート構造物の設計評価式, 土木学会論文集, No.507/I-30, pp.201-208, 1995.1.
- 13) 内田孝, 大野友則：航空機ジェットエンジンの高速衝突を受ける鉄筋コンクリート版の衝撃応答とその予測に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 471 号, pp.81-89, 1995.5.
- 14) 伯野元彦：破壊のシミュレーション, pp.25-38, 森北出版, 1997.

- 15) Cundall, P. A. and Strack, O. : A Discrete Numerical Model for Granular Assemblies, *Geotechnique*, Vol. 29, pp. 47-65, 1979.
- 16) 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.
- 17) 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.
- 18) 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.
- 19) 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.
- 20) 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.
- 21) 鈴木真次, 石川信隆, 石川芳治, 水山高久, 古川浩平：高速载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.
- 22) 中田吉彦, 榎谷浩, 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.
- 23) Azevedo, N. M. and Lemos, J. V. : Particle Shape Influence on The Fracture Behavior of Concrete, *Proceedings of The 2nd International PFC Symposium*, pp.323-330, 28-29 October 2004.
- 24) 森川博司, 澤本佳和, 小鹿紀英：個別要素法を用いたコンクリートの破壊解析, *日本建築学会構造系論文集*, 第 473 号, pp.127-135, 1995.7.
- 25) 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, pp.757-766, 2004.8.
- 26) 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.
- 27) 原木大輔, 香月智, 藤掛一典：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, *応用力学論文集*, Vol.9, pp.667-678, 2006.8.
- 28) 松尾豊史, 金津 努：直接引張試験によるコンクリートの引張軟化特性に関する検討, *コンクリート工学年次論文報告集*, Vol.20, No.3, pp.127-132, 1998.
- 29) 村田二郎, 長滝重義, 菊川浩治：土木材料コンクリート 第3版, pp.101-102, 共立出版, 1997.11.
- 30) 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.
- 31) 日本コンクリート工学協会のコンクリートの微細構造解析研究委員会：コンクリートのマルチスケール・モデリング, *コンクリート工学*, Vol.43, No.3, 2005.3.
- 32) 橋高義典：引張破壊のモデル化と破壊力学パラメータ, *コンクリート構造物のための破壊力学の現状*, *コンクリート工学*, Vol.37, No.9, 1999.9.
- 33) 土木学会：衝撃実験・解析の基礎と応用, *土木学会構造工学シリーズ* 15, 2004.3.
- 34) 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.
- 35) 藤掛一典, 篠崎敬一, 大野友則, 水野淳, 鈴木篤：急速一軸圧縮载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.
- 36) 上田真稔：鉄筋コンクリート部材の離散化極限解析法に関する研究, *東京大学学位論文*, 1995.

(2009. 5. 20 受付)

FRAGMENT SCATTERING OF CONCRETE SPECIMEN SUBJECTED TO HIGH SPEED LOADING AND SIMULATION USING DISTINCT ELEMENT METHOD

Daisuke HARAKI, Satoshi KATSUKI and Masuhiro BEPPU

This paper proposes an experimental approaches on the fragment scattering behavior of concrete specimen subjected to about 2.0m/s velocity high speed loading, and analytical approaches on these behavior by using 3-dimensional distinct element method. First, the high speed loading experiment are carried out to the concrete specimens, which have different aggregate size and different water cement ratio. The fragment characteristics, i.e., shape, mass, and velocity are measured, and the kinetic energy conversion ratio is discussed. Secondly, the applicability and some modification of the distinct element method for this phenomena are discussed.