

剛飛翔体の高速衝突によって生じるコンクリート板の表面破壊に 先端形状が及ぼす影響

Effects of the nose shape of projectile subjected to hard projectile impacts on the spalling in concrete plate

三輪幸治*, 別府万寿博**, 大野友則***

Koji Miwa, Masuhiro Beppu and Tomonori Ohno

*修(工), 防衛大学校理工学研究科後期課程, 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)

**博(工), 防衛大学校講師, 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)

***工博, 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)

This study is to investigate effects of the nose shape of projectile on the local damage in concrete plates. First, the penetration depth in concrete plate of past experimental results were compared with estimation by modified NDRC formula, and then, the applicability of modified NDRC formula was studied. Next, the impact tests were carried out to find the effects of the nose shape of projectile on the local damage. Finally, the effects of the nose shape of projectile on the penetration depth is discussed by using the theoretical model proposed by X.W. Chen.

Key Words: rigid projectile, nose shape, local damage, spalling, penetration depth, high-velocity impact, concrete plate

キーワード: 剛飛翔体, 先端形状, 局部破壊, 表面破壊, 貫入深さ, 高速衝突, コンクリート板

1. はじめに

物体の高速衝突によって生じるコンクリートの局部破壊に関する研究は、これまで諸外国で数多くの実験が行われており、20 以上の局部破壊評価式が提案されている¹⁾。これらの局部破壊評価式は、飛翔体の直径、質量、先端形状、硬さ、衝突速度およびコンクリートの板厚、強度、鉄筋量などを考慮して、貫入深さ(衝突面に生じる表面破壊の深さ)、裏面剥離発生限界板厚、貫通発生限界板厚などの局部破壊の大きさを予測するものである。提案されている式の中で、飛翔体の先端形状を考慮(先端形状係数 N)している評価式は、修正 NDRC 式²⁾、Degen 式³⁾、電力中央研究所の式⁴⁾、修正 Halder-Miller 式⁵⁾、Adeli-Amin 式⁶⁾、UKAEA 式⁷⁾等である。Degen 式他の評価式は、修正 NDRC 式が報告された 1976 年以降に提案されたものであり、すべての式には修正 NDRC 式の先端形状係数 N の値がそのまま用いられている。すなわち、飛翔体の先端形状の相違がコンクリート板の局部破壊に及ぼす影響に関する研究は、修正 NDRC 式提案以降には直接行われていない。ただし、最近では衝突現象を理論的に予測する試みが行われている。M.J.Forrestal ら⁸⁾は、cavity expansion 理論⁹⁾を発展させて剛飛翔体の高速衝突を受ける鋼材およびコンクリートの貫入深さについて検

討を行なっている。

著者らはこれまでに、先端が半球型の剛飛翔体(質量 50g、直径 2.5cm)を強度 25N/mm^2 および 100N/mm^2 のコンクリート板に衝突速度 $180\sim 490\text{m/s}$ の範囲で衝突させる実験を行なって、局部破壊の発生や破壊モードが進展する条件について調べた¹⁰⁾。その結果、コンクリートの強度によらず板厚 D に対する貫入深さ t_s の割合(t_s/D) (以下、相対貫入深さ)が約 25%に達すると裏面剥離が発生することが明らかとなった。また、局部破壊の発生メカニズムに関する解析的検討^{11),12)}から、飛翔体の運動エネルギーの約 80%が表面破壊において消費されることがわかった。これらの知見から、破壊モードの進展に大きく影響を及ぼす貫入深さを精度良く評価することは重要であると考ええる。

本研究は、剛飛翔体の先端形状の相違がコンクリート板の表面破壊に及ぼす影響について検討を行ったものである。まず、貫入深さについて修正 NDRC 式と既往の実験結果を比較して、修正 NDRC 式の適合性について調べた。次に、剛飛翔体の先端形状がコンクリート板の貫入深さや破壊モードの進展に及ぼす影響を調べるために、半球型、円錐型、平坦型の 3 種類の先端形状を有する飛翔体を用いて高速衝突実験を行った。さらに、X.W.Chen ら¹³⁾⁻¹⁵⁾の理論モデルを用いて先端形状が貫入深さに及ぼ

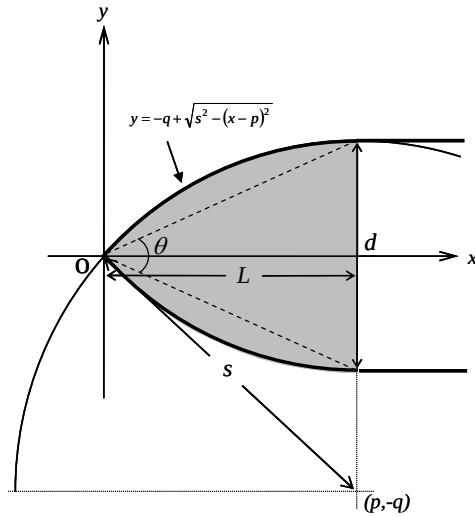


図-1 Ogive型形状

す影響について理論的な考察を行っている。

2. 修正 NDRC 式による貫入深さの評価と既往の実験結果との比較

修正 NDRC 式²⁾による貫入深さの評価の適合性を調べるために、既往の実験結果と比較を行う。修正 NDRC 式における貫入深さの評価式は、以下のように与えられている。

$$x = 3.899 \cdot 10^{-4} \sqrt{NMd(V/d)^{1.8} / \sqrt{f'_{cs}}} ; x \leq 2d \quad (1a)$$

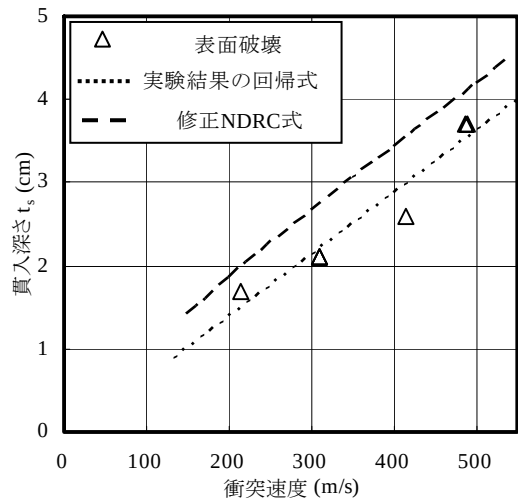
$$x = \left\{ 3.787 \cdot 10^{-8} NM(V/d)^{1.8} / \sqrt{f'_{cs}} \right\} + d ; x \geq 2d \quad (1b)$$

ここに、 x はコンクリートに生じる貫入深さ(m)、 d は飛翔体の直径(m)、 V は飛翔体の衝突速度(m/s)、 M は飛翔体の質量(kg)、 f'_{cs} はコンクリートの静的圧縮強度(N/mm²)、 N は先端形状係数(半球: 0.84, 鋭い: 1.14, 平坦: 0.72, 弾丸形状: 1.00)である。

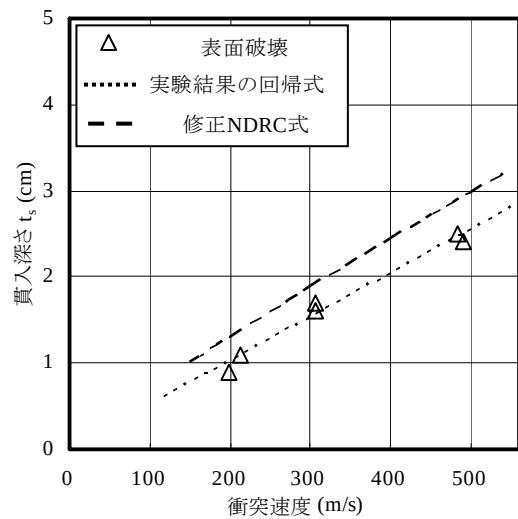
適用範囲は、速度 V : 152~914m/s, 質量 M : 5528d³~2215d³kg, 直径 $d \leq 0.405$ m である。なお、文献¹⁸⁾によると、修正 NDRC 式は、Ogive (オージャイブ) 型形状の飛翔体を用いた実験により提案されている。Ogive 型形状とは、図-1 に示すように、飛翔体の先端が鋭く、先端表面が回転体曲面である形状である。その形状は、円弧の半径 s と円弧の中心位置 $(p, -q)$ により決定される。Ogive 型形状の鋭さは CRH (caliber-radius-head)⁸⁾ という無次元量で定義され、次式で与えられている。

$$\psi = s/d \quad (2)$$

ただし、 s は先端形状の円弧の半径、 d は飛翔体の直径である。なお、修正 NDRC 式の提案に用いた飛翔体の



(a) 普通強度コンクリート板(25N/mm²)



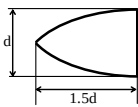
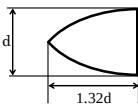
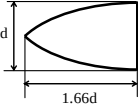
(b) 高強度コンクリート板(100N/mm²)

図-2 修正NDRC式と半球型飛翔体衝突実験の比較

CRH 値は 1.5 である¹⁸⁾。図-2 に、半球型飛翔体を用いた著者らの実験結果と修正 NDRC 式の先端形状が「半球」の場合の評価値を示す。図中には実験結果を回帰したものを点線で示している。両者を比較すると、コンクリート強度 25N/mm² および 100N/mm² の実験ケースのいずれも、修正 NDRC 式は実験結果をやや大きめに評価することがわかる。

次に、修正 NDRC 式の先端形状が「鋭い」場合に対して、Zhang らの実験¹⁶⁾、Forrestal ら⁸⁾の実験、Frew ら¹⁷⁾が行った Ogive 型の飛翔体による実験結果と比較を行う。表-1 に、既往の実験結果と修正 NDRC 式による評価の比較を示す。式(2)を用いて 3 者の実験で用いた飛翔体の CRH 値を求めると、Zhang らの実験では 2.5, Forrestal らの実験では 2.0, Frew らの実験では 3.0 である。すなわち、飛翔体先端の鋭さは Frew らの実験、Zhang ら、Forrestal らの順となっている。表には、これらの実験で得られた貫入深さと修正 NDRC 式による評価の比較も示している。Zhang ら、Forrestal らおよび Frew らの実験

表-1 既往の実験結果と修正NDRC式による評価の比較

実験区分	飛翔体				衝突速度(m/s)	コンクリート 圧縮強度(N/mm ²)	貫入深さ(cm)		(実験結果)/(修正NDRC式による推定値)
	先端形状	質量(g)	直径d (cm)	全長 (cm)			実験	修正NDRC式 (N : 1.14)	
M.H.Zhangら	 Ogive型 ($\psi = 2.5$)	15	1.26	2.39	669	45.5	4.80	4.33	1.11
					676		4.85	4.39	1.10
					668		4.65	4.32	1.08
					694		4.60	4.16	1.11
					685	58.3	4.50	4.09	1.10
					658		3.90	3.90	1.00
					658		3.80	3.90	0.97
					676		4.10	3.51	1.17
					671	87.8	3.85	3.48	1.11
					679		4.10	3.53	1.16
					678	112.5	3.10	3.26	0.95
					671		2.85	3.22	0.89
					678		3.05	3.26	0.94
M.J.Forrestalら	 Ogive型 ($\psi = 2.0$)	901	2.69	24.24	591	40.1	51.3	42.9	1.20
		905			590	36.9	72.9	44.6	1.63
		903			631	35.4	60.7	50.9	1.19
		905			642	34.7	62.0	53.0	1.17
		901			773	36.0	86.6	71.4	1.21
		904			800	32.4	95.8	80.1	1.20
		912			499	33.5	48.0	35.5	1.35
		910			567	38.4	52.5	41.2	1.28
		910			410	37.8	31.0	24.3	1.27
		906			277	35.2	17.3	13.7	1.26
		13080			335	23.0	94.0	50.0	1.88
		13040			332		96.0	49.0	1.96
		13050			337		102.0	50.0	2.04
		12890			280		73.0	38.0	1.92
		13060			279		69.0	38.0	1.82
		12920			201		45.0	24.0	1.88
		13000			164		31.0	19.0	1.63
D.J.Frewら	 Ogive型 ($\psi = 3.0$)	13080	7.62	53.07	335	23.0	94.0	50.0	1.88
		13040			332		96.0	49.0	1.96
		13050			337		102.0	50.0	2.04
		12890			280		73.0	38.0	1.92
		13060			279		69.0	38.0	1.82
		12920			201		45.0	24.0	1.88
		13000			164		31.0	19.0	1.63

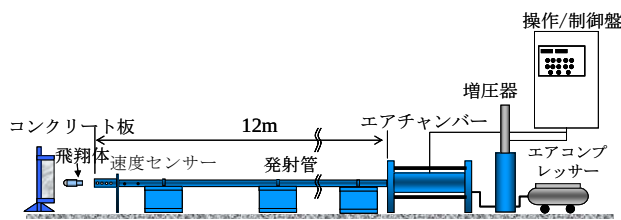
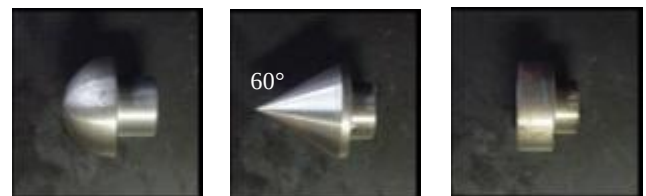


図-4 高圧空気式飛翔体発射装置概要



(a) 半球型 (b) 円錐型 (c) 平坦型

写真-1 飛翔体の先端形状

による貫入深さは、修正 NDRC 式による評価と比べてそれぞれ平均して実験結果の方が 1.05 倍、1.28 倍および 1.87 倍大きくなった。この原因は、Forrestal らおよび Frew らの実験での飛翔体の質量が修正 NDRC 式の適用範囲に比べてかなり大きいことや、修正 NDRC 式が鋭さの程度 (CRH 値) を明確に考慮できないことが考えられる。

3. 飛翔体の先端形状をパラメータとした高速衝突実験

3.1 実験の概要

実験は、図-4 に示す高圧空気式飛翔体発射装置を用いて、3 種類の異なる先端形状の飛翔体をコンクリート板供試体に約 200m/s の速度で衝突させた。この実験装置は、エアコンプレッサー、増圧器、エアチャンバー、発射管 (長さ: 12m, 内径: 30mm) から構成される。飛翔体は、エアコンプレッサーおよび増圧器で圧縮した空気を動力として発射する。発射された飛翔体は、発射管の出口に設置したレーザー式速度センサーで衝突直前の速度を計測することができる。このセンサーは、50cm の間隔で 2 箇所を設置されており、レーザー光を飛翔体が横切る時間差から速度を求める仕組みになっている。なお、

計測精度は 1cm/s 単位である。コンクリート板は、上下 2 辺を固定して発射管出口から 1m の位置に設置した。

写真-1 に、飛翔体の先端形状を示す。飛翔体は鋼製であり、先端形状は、半球型、先端が 60°の円錐型 (以下、円錐型という。) および平坦型の 3 種類である。飛翔体はいずれも質量約 50g、直径 25mm である。供試体作製に用いたコンクリートの配合を表-2 に示す。コンクリート板の寸法は縦 50cm×横 50cm、設計強度は 25N/mm² (実験時の強度: 27.6N/mm²) であり、板厚は 13cm, 9cm, 7cm, 5cm の 4 種類を作製した。これまでに行った半球型の先端形状を用いた実験結果¹⁰⁾から、板厚 13cm のコンクリート板に速度約 200m/s で衝突させても裏面に損傷が生じることはなかった。そこで、板厚 13cm の実験ケースは貫入深さを、その他の板厚の実験ケースは貫入深さおよび破壊モードを調べることを目的とした。

3.2 実験結果および考察

本研究では、図-5 に示すように表面破壊、裏面剥離、貫通の 3 種類の破壊モードに分類した。表面破壊は衝突側のコンクリートが破片となって飛散する現象、裏面剥離は衝突位置裏側のコンクリートが破片となって飛散

表-2 普通強度コンクリートの配合

粗骨材の 最大寸法 (mm)	スランプ (cm)	水セメント比 W/C (%)	空気量 (%)	細骨材率 s/a (%)	単 位 量(kg/m ³)				
					水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G	混和剤
20	18	57	5	48.8	172	302	874	947	3.02

表-3 実験結果

実験ケース名	飛翔体		コンクリート板			
	先端形状	速度(m/s)	圧縮強度	板厚(cm)	破壊モード	表面破壊深さ(cm)
NC13V200hemi-sphere	半球型	209.45	25N/mm ²	13	表面破壊	1.2
NC13V200hemi-sphere		204.03		13	表面破壊	1
NC09V200hemi-sphere		208.35		9	表面破壊	1.6
NC07V200hemi-sphere		202.02		7	裏面剥離	1.6
NC05V200hemi-sphere		195.51		5	貫通	-
NC13V200-60conical	円錐型(60°)	209.21		13	表面破壊	2.3
NC09V200-60conical		203.4		9	表面破壊	2.5
NC07V200-60conical		196.01		7	表面破壊	2.3
NC05V200-60conical		197.17		5	貫通	-
NC13V200-flat	平坦型	208.41		13	表面破壊	0.5
NC09V200-flat		203.68		9	表面破壊	1.5
NC07V200-flat		194.19		7	表面破壊	0.5
NC05V200-flat		194.66		5	裏面剥離	1.2

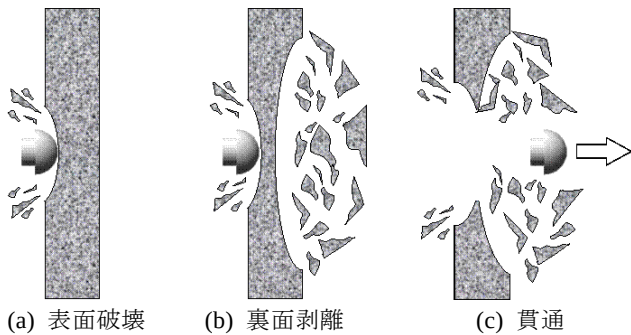


図-5 局部破壊の種類

する現象、貫通は飛翔体が部材を突き抜ける現象である。なお、表面破壊の大きさについては図-6 に示す貫入深さ t_s を用いて評価した。表-3 に、実験ケースおよび実験結果を示す。

写真-2 は、衝突後の飛翔体を示している。写真からもわかるように、飛翔体の表面にはコンクリートとの擦過痕があるが、いずれも写真-1 と比較して衝突後の形状変化は生じていない。

(1) 貫入深さおよび破壊モード

図-7 は、先端形状の相違による貫入深さを比較したものである。図には修正 NDRC 式を用いて算定した貫入深さも示している。図から、貫入深さは、円錐型、半球型、平坦型の順に大きいことがわかる。実験結果と修正 NDRC 式による貫入深さを比較すると、修正 NDRC 式による計算値は実験結果に比べて半球型、平坦型では大きく、円錐型ではやや小さく評価している。写真-3 にコンクリートの衝突部分の破壊状況を示す。衝突部分には、飛翔体の先端形状と同じ形の凹みが残っていることが確認できる。

図-8 は、コンクリート板の板厚 D と破壊モードの関係を

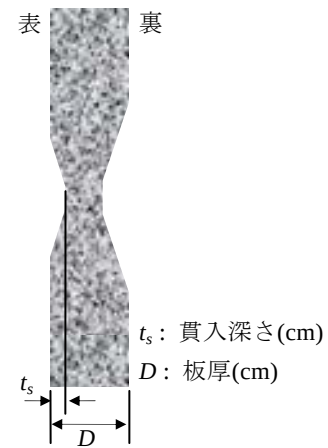


図-6 貫入深さの計測

示している。板厚 13cm, 9cm の場合は、どの先端形状とも破壊モードは表面破壊であったが、板厚 7cm の場合は、半球型では裏面剥離、円錐型および平坦型では表面破壊であり、半球型の破壊が最も大きい結果となった。また、板厚 5cm になると、半球型、円錐型は貫通したが、平坦型は裏面剥離であった。すなわち、先端形状の違いによって、裏面に生じる破壊の大きさが異なることがわかる。また、参考のため、修正 NDRC 式による裏面剥離・貫通限界厚と比較すると、半球型では裏面剥離・貫通限界厚とともに実験と一致している。円錐型では、修正 NDRC 式による裏面剥離限界厚は 8.2cm であるが、実験では板厚 7cm でも表面破壊にとどまって裏面剥離は発生しなかった。また、板厚 5cm では修正 NDRC 式の算定と同じく貫通が生じた。平坦型では、修正 NDRC 式による裏面剥離限界厚さは 7.7cm であるが、実験では板厚 7cm で裏面剥離は生じなかった。

(2) 貫入深さが局部破壊の大きさに及ぼす影響

半球型の飛翔体を用いた実験¹⁰⁾結果から、板厚 D に対



(a) 半球型 (b) 円錐型 (c) 平坦型

写真-2 衝突後の飛翔体



(a) 半球型 (b) 円錐型 (c) 平坦型

写真-3 衝突後のコンクリートの衝突部分(拡大)

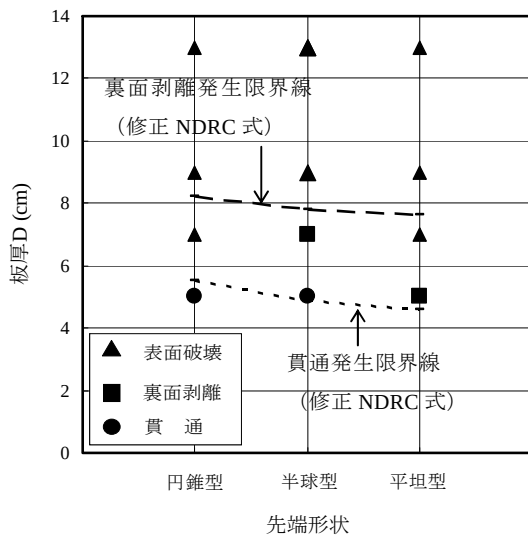


図-8 コンクリート板厚と破壊モードの関係

する貫入深さ t_s の割合 t_s / D (相対貫入深さ) が約 25% に達すると裏面剥離が生じることがわかっている。そこで、各先端形状を用いた場合の相対貫入深さを調べて、裏面剥離が発生する条件の違いを調べた。図-9 に、相対貫入深さと先端形状の関係を示す。図から、半球型、平坦型では、貫入深さがそれぞれ板厚の 23% および 24% で裏面剥離が生じていることがわかる。一方、円錐型では、33% に達しても裏面剥離は生じていない。すなわち、裏面剥離が発生する際の相対貫入深さは先端形状ごとに異なり、先端が鈍い方が裏面剥離は生じやすいといえる。図-10 は、板厚 7cm のコンクリート板の破壊状況である。半球型の場合は表面破壊と裏面剥離が生じ、円錐型および平坦型の場合は、表面破壊が生じて裏面にひび割れが発生している。また、実験後にコンクリート板を切断して断面に生じた損傷を見ると、半球型の場合は相対貫入深さが 23% で、板内部から裏面にかけて斜め方向に破壊孔が形成されていることがわかる。円錐型の場合は、相

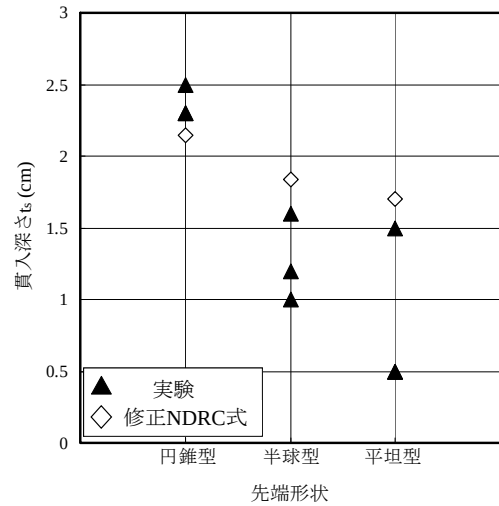


図-7 各先端形状の貫入深さの比較

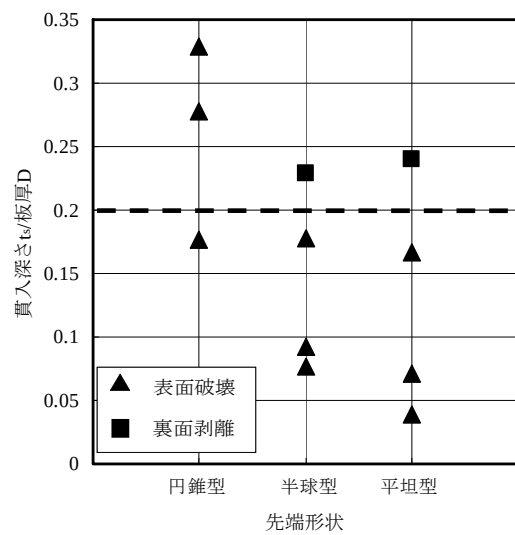


図-9 相対貫入深さと先端形状の関係

対貫入深さは 33% で、板内部から裏面にかけて斜め方向にひび割れが発生しているが裏面剥離には至っていない。平坦型では、相対貫入深さは 7% であり、裏面も剥離には至っていない。ただし、裏面付近にはひび割れが多く発生している。以上の結果は、飛翔体の先端形状の相違（特に、鋭さ）により、コンクリート板の破壊モードや板内部に生じる損傷が変化することを示している。

4. 先端形状が貫入深さに及ぼす影響に関する理論的検討

ここでは、まず半球型飛翔体を用いた実験¹⁰⁾を再現できる理論モデルについて検討した後、このモデルを用いて先端形状が貫入深さに及ぼす影響について考察する。本章で準用した理論は、Chen ら¹³⁾⁻¹⁵⁾が提案した貫入深さを予測するためのモデルであり（以下、力学モデルという）、飛翔体の先端形状を考慮することができる。

半球型		円錐型		平坦型	
表面	断面	表面	断面	表面	断面
裏面		裏面		裏面	
相対貫入深さ 23%		相対貫入深さ 33%		相対貫入深さ 7%	

図-10 局部破壊モードの変化 (板厚 7cm, 衝突速度約 200m/s)

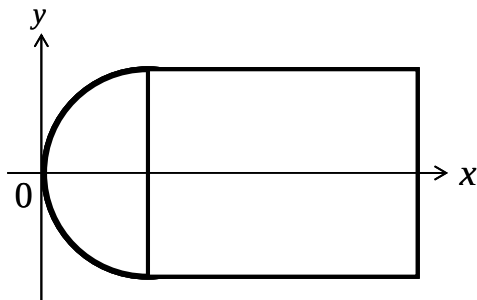


図-11 剛飛翔体モデル (半球型)

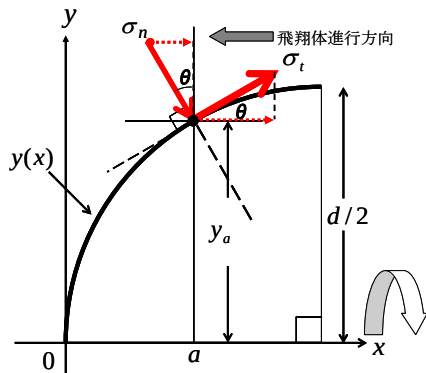


図-12 接線・法線方向の応力

$$\sigma_n = A\sigma_y + B\rho V^2 \sin^2 \theta \quad (3)$$

ここに, σ_y : コンクリートの圧縮強度, ρ : コンクリートの密度, V : 任意の時刻における飛翔体速度, A , B : 無次元の係数である. 無次元の係数 A は, 完全塑性材料に対して次式で与えられる.

$$A = \frac{2}{3} \left\{ 1 + \ln \left[\frac{E}{3(1-\nu)\sigma_y} \right] \right\} \quad (4)$$

ここに, E : コンクリートのヤング係数, ν : コンクリートのポアソン比である.

法線方向応力 σ_n と接線方向の応力 σ_t との関係は, 動摩擦係数 μ_m を用いて次のように表される.

$$\sigma_t = \mu_m \sigma_n \quad (5)$$

飛翔体が貫入するときに受ける力は, コンクリートの圧縮強度による静圧と, 動圧による力からなる次式で表される.

$$F = \frac{\pi d^2}{4} (A\sigma_y N_1 + B\rho V^2 N_2) \quad (6)$$

ここに, N_1 , N_2 は無次元項を整理したものであり, 次式で表される.

$$N_1 = 1 + \frac{8\mu_m}{d^2} \int_0^a y dx \quad (7a)$$

4.1 Chen らの力学モデルの概要¹³⁾⁻¹⁵⁾

図-11 に, 半球型の剛飛翔体モデルを示す. 図-12 は, 飛翔体の先端部分が無限厚さのコンクリート中に貫入した状態で, $x=a$ の点が受ける抵抗力を示している. すなわち, コンクリートとの接触面には, 法線方向の圧縮応力 σ_n と接線方向の応力 σ_t が生じる. 法線方向の圧縮応力 σ_n は, 次式で与えられる.

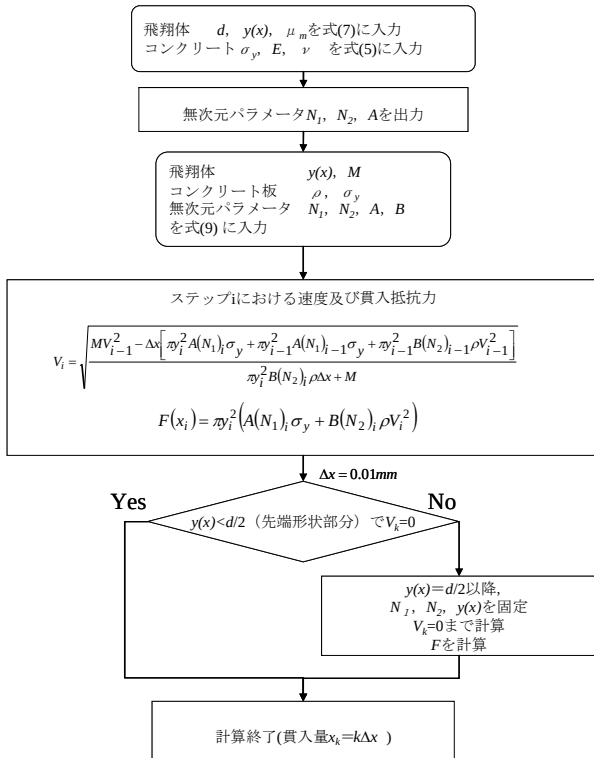


図-13 計算のフローチャート

$$N_2 = \frac{8}{d^2} \int_0^a \frac{yy'}{1+y'^2} dx + \frac{8\mu_m}{d^2} \int_0^a \frac{yy'}{1+y'^2} dx \quad (7b)$$

貫入深さの算定は、全体の貫入深さ x を微小量 Δx で n 個に分割し、エネルギー保存則を適用する。ステップ i における貫入深さ x_i を次式で与える。

$$x_i = i\Delta x \quad (8)$$

ステップ i の飛行体の速度 V_i は次式で表される。

$$V_i = \sqrt{\frac{MV_{i-1}^2 - \Delta x [\sigma_y^2 A(\bar{N}_1)_i \sigma_y + \sigma_{y_{i-1}}^2 A(\bar{N}_1)_{i-1} \sigma_y + \sigma_{y_{i-1}}^2 B(\bar{N}_2)_i \rho V_{i-1}^2]}{\sigma_y^2 B(\bar{N}_2)_i \rho \Delta x + M}} \quad (9)$$

ステップ k のとき、飛行体の速度がゼロになるとすると、全貫入深さ x_k は次式で求められる。

$$x_k = k\Delta x \quad (10)$$

以上の計算フローを、図-13 に示す。

4.2 先端形状の影響に関する考察

(1) 力学モデルに関する検討

著者ら¹⁰⁾が行なった高速衝突実験の中で、剛飛行体（直径 25mm、先端形状：半球型、質量：0.05kg）を速度 180m/s～490m/s で 25N/mm² の普通強度コンクリート

表-4 数値計算入力値

半球型剛飛行体			コンクリート板		
項目	記号	入力値	項目	記号	入力値
直径(m)	d	0.025	強度(静的) (N/mm ²)	σ_y	25
質量(kg)	M	0.05	密度(kg/m ³)	ρ	2315
摩擦係数	μ_m	0.1	ポアソン比	ν	0.15
衝突速度(m/s)	V	200	ヤング係数(N/mm ²)	E	2.55×10 ⁴

表-5 ひずみ速度による圧縮強度の増加

ひずみ速度(1/s)	ひずみ速度効果(倍率)	圧縮強度(N/mm ²)
静的(10 ⁻⁵)	1.00	25.00
10 ⁻¹	1.26	31.50
10 ⁰	1.44	36.00
10 ¹	1.70	42.50
10 ²	2.07	51.75

に衝突させた実験を対象として、ひずみ速度効果の影響について検討する。なお、計算では貫入増分を $\Delta x = 0.01\text{mm}$ とした。

いま、先端部の飛行体直径を d とすると、半球型の先端形状関数 $y (>0)$ は次式で表される。

$$y = \sqrt{-x^2 + dx} \quad (11)$$

表-4 に、計算に用いた入力値を示す。係数 A は式(4)で求め、係数 B および動摩擦係数 μ_m は、Chen らの研究¹⁴⁾を参考にして、 $B = 1.0$ 、 $\mu_m = 0.1$ を用いた。なお、これらについては詳細に検討する必要がある。

Chen らが提案した力学モデルでは、コンクリート強度は静的な圧縮強度を用いている。しかしながら、コンクリート板が衝突荷重を受けると、コンクリートの材料強度特性はひずみ速度によって変化することがわかっている¹⁾ので、力学モデルにもひずみ速度に対応した圧縮強度の増加を考慮する必要があると考えられる。そこで、次式に示す藤掛ら¹⁹⁾が提案したひずみ速度効果によるコンクリートの一軸圧縮強度増加の評価式を用いて検討を行う。

$$\frac{f'_{cd}}{f'_{cs}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{0.006 \left[\log \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right) \right]^{1.05}} \quad (12)$$

ここに、 $\dot{\epsilon}_s$ ：静的載荷時のひずみ速度[1.2×10⁻⁵(1/s)]、 $\dot{\epsilon}$ ：急速載荷時のひずみ速度(1/s)、 f'_{cs} ：静的載荷時の圧縮強度(N/mm²)、 f'_{cd} ：動的載荷時の圧縮強度(N/mm²)である。

表-5 に、普通強度コンクリートの静的圧縮強度(25N/mm²)にひずみ速度 10⁻⁵(静的)～10²(1/s)を考慮したときの圧縮強度の増加を示す。図-14 に、計算で求めた貫入深さと実験結果を衝突速度の関係において比較して示す。図を見ると、貫入深さは、衝突速度 200m/s ではひ

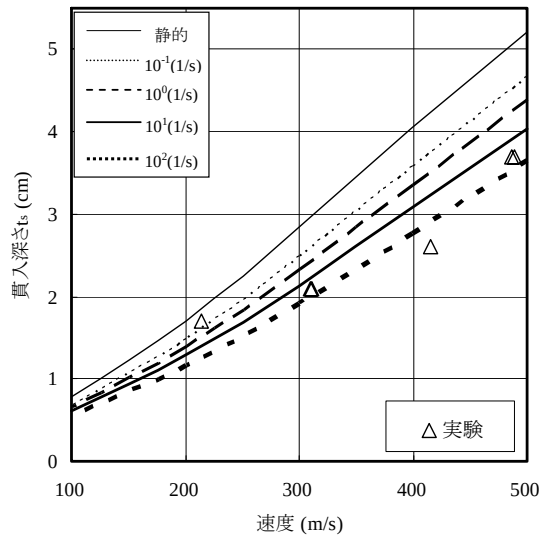


図-14 貫入深さと衝突速度の関係

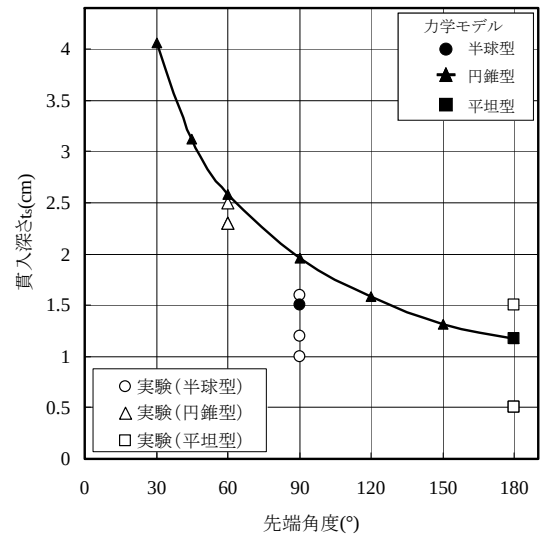


図-15 貫入深さと飛翔体の先端角度の関係

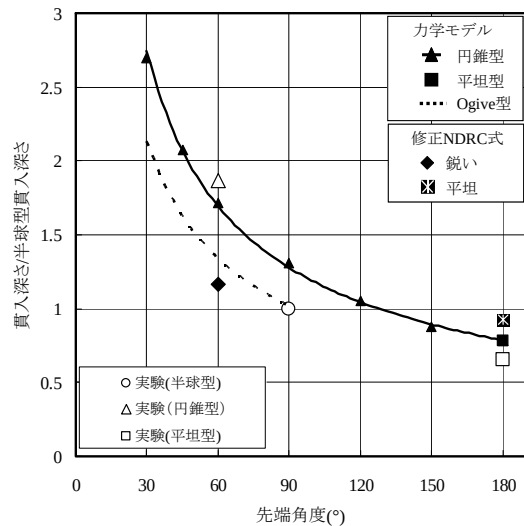


図-16 半球型飛翔体に対する貫入深さの比と飛翔体先端角度の関係

ずみ速度 10^{-1} , 衝突速度 300m/s～500m/s ではひずみ速度 $10^1 \sim 10^2(1/s)$ を用いて計算を行った場合に実験結果と比較的良く一致しているといえる。

(2) 先端形状が貫入深さに及ぼす影響

ここでは、力学モデルを用いて先端形状の影響について検討する。円錐型、平坦型の形状は以下の式で表すことができる。

円錐型：

$$y(x) = \tan\left(\frac{\theta}{2}\right) \cdot x \quad (13a)$$

ただし、 θ は、飛翔体先端の角度である。

平坦型：

$$y(x) = d/2 \quad (13b)$$

図-15 に、先端形状が異なる飛翔体を衝突速度 200m/s

でコンクリート板に衝突させた場合について、力学モデルによる計算値と実験結果を、貫入深さと飛翔体の先端角度の関係で示す。なお、力学モデルにはひずみ速度 $10^{-1}(1/s)$ を考慮して計算した。半球型の飛翔体については、内接角が 90° であるので、便宜上先端角度 90° の位置に示している。円錐型の場合は先端角度に応じた貫入深さを計算し、実線で示した。図から、半球型および円錐型 60° のケースでは、解析値は実験結果とよく一致していることが認められる。平坦型の場合の貫入深さは、解析値は 1.1cm、実験の平均値は 0.83cm であり、比較的良く一致していると言える。

図-16 は、半球型飛翔体の衝突によって生じた貫入深さを基準として、先端形状の相違による貫入深さの比（以下、形状係数という）を示したものである。なお、図中には円錐型の場合は実線で、Ogive 型は破線で示している。円錐型 60° の形状係数は解析 1.7、実験 1.8、平坦型の場合は解析値が 0.77 であるのに対し、実験結果は 0.66 である。概して、形状係数は、力学モデルによる算定値と実験結果は比較的良く一致している。図には、修正 NDRC 式による算定値の比も示している。修正 NDRC 式の形状係数 N は、半球型では 0.84、円錐型 60° では 1.14 を、平坦型では 0.72 の値が与えられており、式(1a)からわかるように貫入深さは $\sqrt{N}$ に比例する。したがって、半球型の貫入深さを基準としたときの各形状係数は、半球型では 1.0、円錐型 60° では 1.16 を、平坦型では 0.92 となる。図を見ると、平坦型に対する修正 NDRC 式の形状係数は実験果に比べてやや大きいがほぼ一致している。一方、円錐型 60° の修正 NDRC 式による形状係数は実験結果に比べてかなり小さい。修正 NDRC 式は直径 12.7mm、CRH=1.5（先端角度 53° ）の Ogive 型の飛翔体を用いた実験に基づいて提案された式である¹⁸⁾ので、先端形状を Ogive 型として、力学モデルを用いて形状係数を求める。Ogive 型の形状は次式で表わされる。

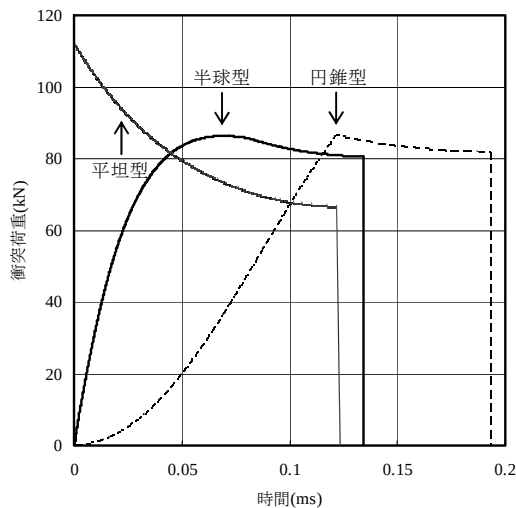


図-17 各先端形状の衝突荷重の時間変化の比較

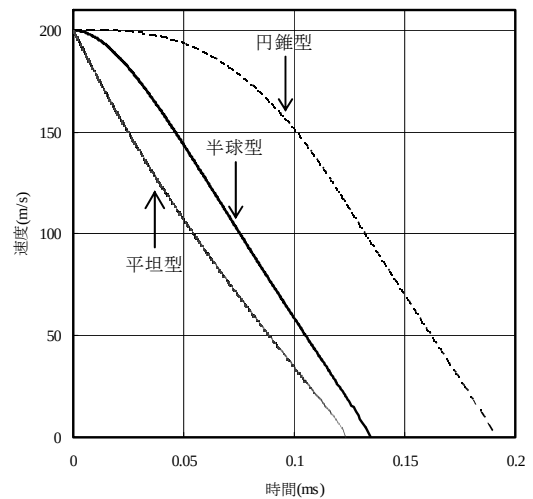


図-18 各先端形状の衝突速度の時間変化の比較

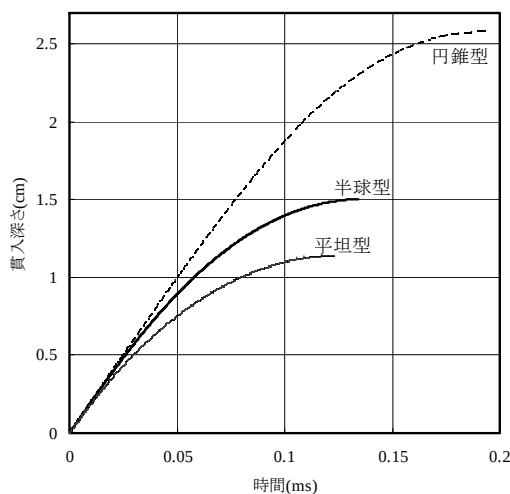


図-19 貫入深さ～時間関係

$$y = -q + \sqrt{s^2 - (x - p)^2} \quad (14)$$

図より、Ogive 型飛翔体による形状係数は、同じ角度の円錐型に比べて小さく、修正 NDRC 式による形状係数に近づくことがわかる。つまり、鋭い先端形状の場合に修正 NDRC 式の評価が小さくなるのは、修正 NDRC 式が Ogive 型形状の飛翔体を用いて提案されていることが一つの要因として考えられる。

以上の検討より、力学モデルにより飛翔体の先端形状や角度が貫入深さに及ぼす影響を精度良く評価できることがわかった。とくに、先端形状が鋭い飛翔体に対しては、先端の角度や形状の違いによって貫入深さが大きく影響を受けることがわかった。

4.3 先端形状により貫入深さが変化するメカニズム

力学モデルを用いて、先端形状の相違によって貫入深さが異なる理由について考察する。図-17 に、各先端形状の力学モデルを用いて算定した衝突荷重の時刻歴を

示す。図から、飛翔体の衝突による最大衝突荷重は、半球型では衝突後 0.07ms に 86kN、円錐型では衝突後 0.12ms に 86kN、平坦型では衝突直後に 110kN に達していることがわかる。また、飛翔体がコンクリート中を進行するのに要する時間は、半球型 0.13ms、円錐型 0.19ms、平坦型 0.12ms である。図-17 に示した衝突荷重～時間関係において、飛翔体が停止するまでの力積を求めると、いずれも約 10N・s であり、先端形状の相違によって衝突荷重の時刻歴に違いがあるが、力積値は等しいことがわかる。したがって、先端形状が貫入深さに及ぼす影響は、飛翔体を受ける抵抗力の時間変化特性の違いにあると考えられる。図-18 に、衝突速度が 200m/s のときの衝突速度と時間の関係について示す。これから、衝突後 0.05ms には半球型では速度 140m/s に、円錐型では速度 190m/s に減速している。一方、平坦型の場合には衝突後 0.05ms で速度 110m/s まで急激に減速している。これは、半球型や円錐型では飛翔体の進行にともなって受ける抵抗が徐々に増加して減速するが、平坦型では衝突直後に 110kN の大きな抵抗荷重を受けるため、急激に減速したものと考えられる。図-19 に、衝突速度 200m/s の場合の貫入深さと進行速度の関係について示す。図から、半球型は 1.5cm、円錐型は 2.6cm、平坦型は 1.1cm の貫入深さとなることがわかる。

以上より、先端形状によって飛翔体を受ける抵抗力の時間変化の特性が異なることに起因して、貫入深さが変化することがわかった。

5. 結言

本研究は、剛飛翔体の先端形状がコンクリート板の表面破壊に及ぼす影響について実験および理論的検討を行ったものである。本研究の成果を要約すると、以下のようになる。

- (1) 3種類の異なる先端形状の飛翔体を、速度約 200m/s で普通強度コンクリート板に衝突させる実験を行った。コンクリート板の貫入深さは、円錐型、半球型、平坦型の順に大きい。また、裏面剥離が発生する場合の板厚に対する相対貫入深さは先端形状ごとに異なる。
- (2) 本実験の条件に対して、ひずみ速度を 10^{-1} (1/s)と設定した力学モデルを用いることにより、飛翔体の先端形状や先端角度に応じて貫入深さを精度良く求めることができた。
- (3) 先端が鋭い形状を有する場合に、修正 NDRC 式による推定値が実験結果より小さくなるのは、修正 NDRC 式が Ogive 型形状の飛翔体を用いた実験に基づいていることが一つの要因と考えられる。
- (4) 先端形状が貫入深さに及ぼす影響は、先端部分がコンクリート中に貫入する際に飛翔体を受ける抵抗力の時間変化の特性が異なることに起因している。今後、先端形状の相違が裏面剥離や貫通に及ぼす影響についても検討する必要がある。

謝辞

本研究を行うにあたり、シバタ工業(株) 田中信行氏(当時、防衛大学校研究員)に多大なご協力を賜った。また、実験を行うにあたり、研究当時防衛大学校本科学生 岩佐悠市氏の協力を得た。ここに、深く感謝申し上げます。

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, pp.275-292, 1994.
- 2) Kennedy, R.P.: A review of procedures for the analysis and design of concrete structures to resist missile impact effects, Nuclear Engineering and Design, 37, pp.183-203, 1976.
- 3) Degen, P.P.: Perforation of reinforced concrete slab by rigid missiles, ASCE, Vol. 106, No. ST7, pp. 1623-1642, 1980.7.
- 4) 電力中央研究所：飛来物の衝突に対するコンクリート構造物の耐衝撃設計手法, 電力中央研究所報告, 1991.
- 5) Halder, A., Hamieh, H.A. and Miller, F.J. : Penetration and spallation depth estimation for concrete structures, 7th SMiRT, paper J7/2, pp.355-361, 1983.
- 6) Adeli, H., Amin, A.M. : Local effects of impactors on concrete structures, Nuclear Engineering and Design, Vol.88, pp.301-317, 1985.
- 7) Barr, P.: Guidelines for the design and assessment of concrete structures subjected to impact-1987 edition, UKAEA, 1987.1.
- 8) Forrstal, M.J., Altman, B.S., Cargile, J.D. and Hanchak, S.J. : An empirical equation for penetration depth of ogive-nose projectiles into concrete targets, Int. J. of Impact Engrg., Vol.15, No.4, pp.395-405, 1994.
- 9) Forrstal, M.J., Tzou, D.Y. : A spherical cavity-expansion penetration model for concrete targets, Int. J. Solids Structures, Vol.34, Nos 31-32, pp.4127-4146, 1997.
- 10) 別府万寿博, 三輪幸治, 大野友則, 塩見昌紀：鋼製剛飛翔体の高速衝突を受けるコンクリート板の局部破壊に関する実験的研究, 土木学会論文集, Vol.63.No.1 pp.178-191, 2007.3.
- 11) 三輪幸治, 別府万寿博, 大野友則, 片山雅英：剛飛翔体の高速衝突を受けて生じるコンクリート板の局部破壊に関する基礎的研究, コンクリート工学年次論文, Vol.28, No.2140, 2006.7.
- 12) 別府万寿博, 三輪幸治, 伊東雅晴, 片山雅英, 大野友則：剛飛翔体の高速衝突を受けるコンクリート板の局部破壊発生メカニズムに関する数値解析的検討, 構造工学論文集, Vol.53A, pp.1293-1304, 2007.3.
- 13) Li, Q.M., and Chen, X.W. : Dimensionless formulae for penetration depth of concrete target impacted by a non-deformable projectile, Int. J. of Impact Engrg., pp.93-116, 28, 2003.
- 14) Li, Q.M., Weng, H.J., Chen, X.W. : A modified model for the penetration into moderately thick plate by a rigid sharp-nosed projectile, Int. J. of Impact Engrg., pp.93-116, 28, 2003.
- 15) 三輪幸治, 別府万寿博, 大野友則：剛飛翔体の高速衝突を受けるコンクリート板の表面破壊深さに関する理論的検討, 構造工学論文集, Vol.52A, pp.1209-1218, 2006.3
- 16) Zhang, M.H., Shim, V.P.W., Lu, G., Chew, C.W. : Resistance of high-strength concrete to projectile impact, Int. J. of Impact Engrg., pp.825-841, 31, 2005.
- 17) Frew, D.J., Forrestal, M.J., Cargile, J.D. : The effect of concrete target diameter on projectile deceleration and penetration depth, Int. J. of Impact Engrg., pp.1584-1594, 32, 2006.
- 18) Sjøel, H., Teland, J.A. : Prediction of concrete penetration using Forrestal's formula, FFI/RAPPORT-99/04415, 1999.
- 19) 藤掛一典, 上林勝敏, 大野友則, 水野淳, 鈴木篤：ひずみ速度を考慮した三軸応力下におけるコンクリートの直交異方性構成モデルの定式化, 土木学会論文集, No.669/V-50, pp.109-123, 2001.2.

(2007年9月18日受付)