

## 非線形コンクリートモデルによる RC 板に対する高速衝突実験の再現解析

Numerical simulations of RC panels subject to high velocity impact by using non-linear concrete constitutive models

松澤遼\*, 大西慶弘\*\*, 佐藤暁拓\*\*\*, 大田敏郎\*\*\*, 千馬敦哉\*\*\*, 麦倉彩子\*\*\*, 吉田匡佑\*\*\*  
Ryo Matsuzawa, Yoshihiro Onishi, Akihiro Sato, Toshio Ota, Atsuya Semba, Ayako Mugikura, Kyosuke Yoshida

\*伊藤忠テクノソリューションズ (株) (〒141-8522 東京都品川区大崎 1-2-2)

\*\*博 (工), 伊藤忠テクノソリューションズ (株) (〒141-8522 東京都品川区大崎 1-2-2)

\*\*\*伊藤忠テクノソリューションズ (株) (〒141-8522 東京都品川区大崎 1-2-2)

*Key Words: High velocity impact, Concrete, Numerical Simulation, CAPROUS, RHT, Winfrith*

キーワード: 高速衝突, コンクリート, 数値解析, CAPROUS, RHT, Winfrith

## 1. 緒言

防衛・原子力分野では古くから高速飛翔体の衝突を受ける構造物の影響評価について研究が行われてきた<sup>1)~4)</sup>。日本では福島第一原子力発電所における重大事故を受けて実用発電用原子炉に係る新規規制基準が施行され、原子力発電所が想定すべき脅威として竜巻による飛来物、テロリズムによる航空機衝突等が示されており<sup>5)</sup>、高速衝突を受ける RC 構造物の評価手法に係る研究の重要性はさらに増している。

高速衝突を受ける構造物の評価手法の 1 つとして数値解析があるが、数値計算手法の発展と計算機の処理能力の向上により最近ではスーパーコンピュータ等の大型計算機に頼らずともある程度の大規模・複雑な解析が可能となってきた。高速衝突現象の評価に適用される汎用解析コードとしては ABAQUS/Explicit, ANSYS AUTODYN (以下, AUTODYN), LS-DYNA 等の陽解法プログラムがあり、それぞれのコードには非線形コンクリートモデルが搭載され、また入力も簡便化されているものが多く、専門知識を持たないユーザにとっても有用である。ただし、各モデルの特性は十分に理解した上で使用することが重要である。

上記のソフトウェアの中では LS-DYNA が最も多くの非線形コンクリートモデルを搭載しており、これまでも各コンクリートモデルの特性やモデルによる解析結果への影響が論じられてきたが、異なる解析コードについて検討されているものは非常に少ない。

本研究では、過去に実施された RC 板を対象とした衝突実験について AUTODYN と LS-DYNA による再現解析を実施した。使用した非線形コンクリートモデルは CAPROUS モデル<sup>6)</sup> (AUTODYN), RHT モデル<sup>7),8),9)</sup>

(LS-DYNA), Winfrith モデル<sup>7),10),11)</sup> (LS-DYNA) である。まず、簡単な衝突問題の解析により 2 つの解析コードによる結果が大きく相違しないことを確認した。次に、過去に実施された Sugano らの試験<sup>12)</sup>の再現解析を実施し、各コンクリートモデルによる結果について整理した。さらに、LS-DYNA の各コンクリートモデルについて設定の変更による解析結果への影響を検討した。

## 2. 非線形コンクリートモデル

本稿で扱うコンクリートモデルについて概要を述べる。降伏面を記述する降伏関数  $F$  について、以下の変数はすべてのモデルで共通である。

$f'_c$	: 一軸圧縮強度
$f'_t$	: 一軸引張強度
$\sigma_{eq}$	: ミーゼス応力
$\sigma_f$	: 降伏応力
$p$	: 静水圧
$I_1$	: 応力テンソルの 1 次不変量
$J_2$	: 偏差応力テンソルの 2 次不変量
$\theta$	: Lode 角

## 2.1 CAPROUS モデル (AUTODYN)

伊東<sup>6)</sup>によって提案された衝撃解析用非線形コンクリートモデルである。非線形状態方程式、降伏応力の圧力依存性、およびひずみ速度に応じた動的強度が考慮される。降伏曲面は二直線型であり、Lode 角の効果は考慮されない。降伏関数は式(1)、式(2)で表わされる。

$$F(p, \sigma_{eq}, \sigma_f, \dot{\epsilon}) = \sigma_{eq} - \sigma_f \quad (1)$$

$$\sigma_f = \begin{cases} a \left[ \frac{f_c^{td} - f_t^{td}}{f_c^{td} + f_t^{td}} (3p + f_t^{td}) + f_t^{td} \right], (p \leq f_t^{td} / 3) \\ a \left[ \frac{f_c^{td} - f_t^{td}}{2f_{bc}^{td} - f_c^{td}} (3p - f_c^{td}) + f_c^{td} \right], (p > f_c^{td} / 3) \end{cases} \quad (2)$$

ここで、 $f_{bc}^{td}$ は二軸圧縮強度であり、上付きの  $d$ は動的強度を意味する。 $a$ は定数値である。

## 2.2 RHT モデル (LS-DYNA)

RHT (Riedel-Hiermaier-Thoma) モデルは Riedel ら<sup>7),8),9)</sup>によるモデルであり、非線形状態方程式、降伏応力の圧力依存性、およびひずみ速度に応じた動的強度が考慮される。また、Lode 角の効果が考慮される。降伏関数は式(3)~(5)で表わされる。ここで、上付きの“\*”はコンクリートの圧縮強度で正規化された変数を意味する。また  $F_R$ ,  $R_3$ はそれぞれひずみ速度と Lode 角の効果を表す関数である。 $\dot{\varepsilon}_p$ は塑性ひずみ速度であり、 $A$ ,  $n$ は定数値である。コンクリートの損傷は式(6), 式(7)に示すダメージ変数  $D$ により評価され、塑性ひずみ  $\varepsilon_p$ とともに増大する。 $\varepsilon_p^f$ ,  $\varepsilon_p^m$ はそれぞれ限界ひずみとその下限値である。特に指定しない場合において2つのパラメータ  $D_1$ ,  $D_2$ の値はそれぞれ 0.04, 1.0 である。

$$F(p, \sigma_{eq}, \theta, \dot{\varepsilon}_p) = \sigma_{eq} - \sigma_f(p, \theta, \dot{\varepsilon}_p) \quad (3)$$

$$\sigma_f(p, \theta, \dot{\varepsilon}_p) = f_c^* \sigma_f^*(p^*, F_R(\dot{\varepsilon}_p, p^*)) R_3(\theta, p^*) \quad (4)$$

$$\sigma_f^* = \begin{cases} A \left( p^* - \frac{F_R}{3} + \left( \frac{A}{F_R} \right)^{-1/n} \right)^n & 3p^* \geq F_R \\ \frac{F_R f_s^*}{Q_1} + 3p^* \left( 1 - \frac{f_s^*}{Q_1} \right) & F_R > 3p^* \geq 0 \\ \frac{F_R f_s^*}{Q_1} - 3p^* \left( \frac{1}{Q_2} - \frac{f_s^*}{Q_1 f_t^*} \right) & 0 > 3p^* \geq 3p_t^* \\ 0 & 3p_t^* > 3p^* \end{cases} \quad (5)$$

$$0 \leq D = \sum \frac{\Delta \varepsilon_p}{\varepsilon_p^f} \leq 1 \quad (6)$$

$$\varepsilon_p^f = \max(D_1(p^* - (1-D)p_t^*)^{D_2}, \varepsilon_p^m) \quad (7)$$

## 2.3 Winfrith モデル (LS-DYNA)

Broadhouse ら<sup>7),10),11)</sup>によって提案されたモデルであり、非線形状態方程式、降伏応力の圧力依存性およびひずみ速度に応じた動的強度が考慮される。また、Lode 角の効果が考慮される。圧縮側の特性として、最大強度到達後の軟化が考慮されないという特徴がある。降伏関数は式(8)で表わされる。ここで、 $a$ ,  $b$ はコンクリートの強度に応じたパラメータである。

$$F(I_1, J_2, \cos 3\theta) = a \frac{J_2}{(f_c')^2} + \lambda (\cos 3\theta) \frac{\sqrt{J_2}}{f_c'} + b \frac{I_1}{f_c'} - 1 \quad (8)$$

## 2.4 最大降伏面と動的強度倍率の比較

図-1 にコンクリートモデルの最大降伏面の比較を示

す。ひずみ速度の効果は考慮していない。偏差平面における降伏面を確認すると、CAPROUS モデルでは降伏面が円形であるのに対して、他の2つのモデルは Lode 角に応じて降伏応力が変化する形となっており、低圧側でそれがより顕著である。

図-2 に動的強度倍率 (Dynamic Increase Factor : DIF) の比較を示す。CAPROUS モデルでは山口ら<sup>13)</sup>の提案した以下に示す式(9a), 式(9b)による動的強度倍率を採用しており、ひずみ速度が低い領域から高い領域にかけて滑らかな曲線関係になっている。

$$f_c^{td}/f_c' = 1.021 - 0.05076 \log_{10} \dot{\varepsilon} + 0.02583 (\log_{10} \dot{\varepsilon})^2 \quad (9a)$$

$$f_t^{td}/f_t' = 0.8267 + 0.02987 \log_{10} \dot{\varepsilon} + 0.04379 (\log_{10} \dot{\varepsilon})^2 \quad (9b)$$

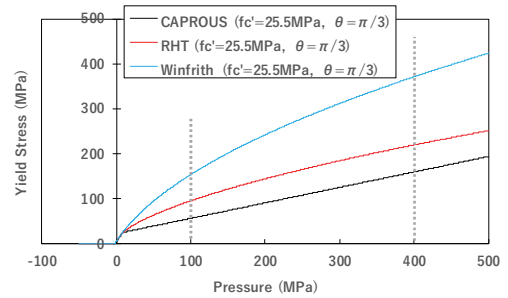
RHT モデルと Winfrith モデルでは CEB-FIP コード<sup>14)</sup>に基づく動的強度倍率が採用されている。以下の式(10a), ~ (10c)には RHT モデルにおける動的強度倍率を示す。

$$f_{c,t}^{td}/f_{c,t}' = \begin{cases} (\dot{\varepsilon}_p / \dot{\varepsilon}_0^{c,t})^{\beta_{c,t}}, \dot{\varepsilon}_p \leq \dot{\varepsilon}_p^{c,t} \\ \xi_{c,t} \sqrt[3]{\dot{\varepsilon}_p}, \dot{\varepsilon}_p > \dot{\varepsilon}_p^{c,t} \end{cases} \quad (10a)$$

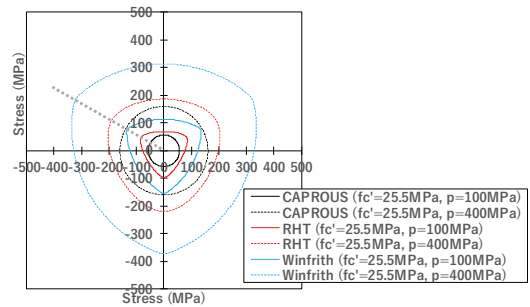
$$\beta_c = \frac{1}{5 + (3/4)f_c'} \quad , \quad \beta_t = \frac{1}{10 + (1/2)f_t'} \quad (10b)$$

$$\log \xi_c = 6\beta_c - 0.492 \quad , \quad \log \xi_t = 7\beta_t - 0.492 \quad (10c)$$

ここで、CEB-FIP コードでは  $\dot{\varepsilon}_p^{c,t} = 30(1/s)$ であるが、RHT モデルでは特に指定しない場合  $\dot{\varepsilon}_p^{c,t} = 3 \times 10^{22}$ が設定され、高ひずみ速度領域においても曲線が滑らかに上昇する。



(a) 子午平面



(b) 偏差平面 ( $p = 100, 400\text{MPa}$ )

図-1 最大降伏面の比較

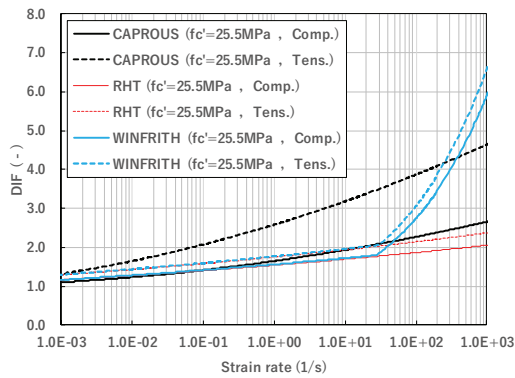


図-2 動的強度倍率の比較

### 3.1 解析条件等

#### 3.1 Sugano らの試験

Sugano ら<sup>12)</sup>はRC 構造物に対する航空機衝突の影響評価手法の確立を目的に小スケール/中スケール/大スケール RC 試験体に対して数十にもものぼる衝突試験を実施し、破壊モードや貫通限界等について議論している。本研究では、これらの試験のうち小スケール RC 試験体に対して行なわれた衝突試験を参照し、表面破壊から貫通に至る3つの速度水準について再現解析を実施した。いずれも RC 板の厚さは 120mm であり、鉄筋比は 0.4% である。ただし、せん断補強筋は配されていない。飛翔体は鋼製の柔構造であり、衝突速度 100m/s (S17 試験)、150m/s (S18 試験)、215m/s (S19 試験) の順に RC 板の破壊モードは表面破壊 (Penetration)、裏面剥離 (Scabbing)、貫通 (Perforation) であった。

#### 3.2 解析モデル

図-3 に解析モデルを示す。コンクリート板にはソリッド要素、鉄筋には梁要素を適用した。鋼製飛翔体についてはシェル要素を適用したが、先端、中央、後端に配置された円盤状の部材についてはソリッド要素を適用した。すべての部材について、平均的な要素サイズは 5.0mm である。試験体の対称性を考慮し、1/4 体系による解析モデルとした。これらの計算メッシュは2つの解析コードで同じである。板の隅部分には拘束条件を設定した。

材料の物性と解析に使用した材料モデルを表-1、表-2 に示す。すべてのコンクリートモデルで入力値は最小限とし、極力自動設定機能を使用した。鉄筋および鋼材の動的強度倍率については、文献 15) を参照して一定値を設定した。

また、非線形コンクリートモデルによる解析に先立ち、簡易的な衝突解析により2コードの解析結果に大きな差異がないことを確認した。対象とした試験の条件に合わせてコンクリート板を 1500mm×1500mm×厚さ 120mm とした。ただし、鉄筋は考慮していない。拘束条件として、板の周囲4辺を支持した。飛翔体は半径 100mm の鋼球とした。鋼は線形弾性体を仮定した。衝突速度は S17 試

験に合わせて 100m/s とした。コンクリートの材料モデルとして、線形弾性体、弾完全塑性体とした2つの条件について解析を実施して比較した。コンクリートを弾完全塑性体とする条件では、文献 15) に基づきコンクリートの一軸圧縮強度に対して一定の動的強度倍率 1.25 を乗じた 32MPa を降伏応力とした。鋼材、コンクリートともに弾性率は表-1、表-2 に記載した値を使用した。

## 4. 解析結果

### 4.1 簡易衝突解析

コンクリートを線形弾性体とした解析について、飛翔体の速度と板裏面側中央における変位の時刻歴を図-4 に示す。両コードで応答が良く一致していることがわかる。同様に、図-5 はコンクリートを弾完全塑性体にした解析について時刻歴応答を比較したものである。図-6 はコンクリート板の断面において相当塑性ひずみ分布図を比較したものである。板の変位にわずかな差異が認められるが、これらはほぼ同じ応答が得られたと判断でき、単純なコンクリートモデルを使用する場合においては両コードの結果に大きな違いがないことを確認した。

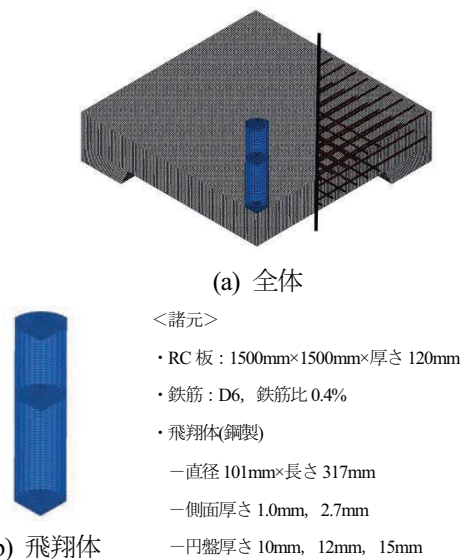


図-3 解析モデル

表-1 コンクリートの基本物性

密度 (kg/m <sup>3</sup> )	ヤング率 (MPa)	ポアソン比 (-)	$f'_c$ (MPa)	$f'_t$ (MPa)	破壊エネルギー (N/mm)
2350	23130	0.2	25.5	1.99	0.080

表-2 鉄筋 (上段) と鋼材 (下段) の基本物性

密度 (kg/m <sup>3</sup> )	ヤング率 (MPa)	ポアソン比 (-)	降伏強度 (MPa)	引張強度 (MPa)	破断 ひずみ(-)
7850	205,000	0.3	538	713	0.145
7850	214,000	0.3	532	938	-

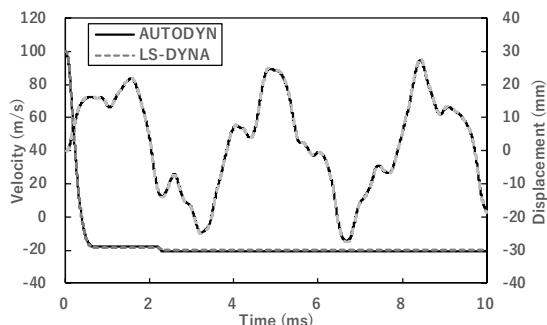


図-4 時刻歴応答 (コンクリートが線形弾性体)

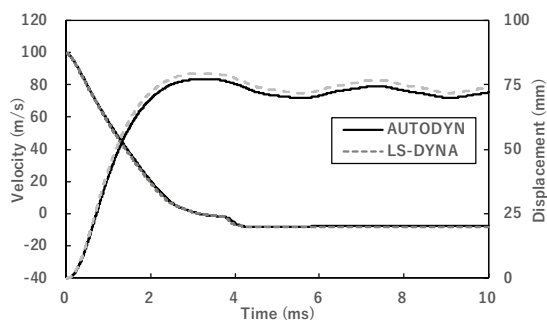


図-5 時刻歴応答 (コンクリートが弾完全塑性体)

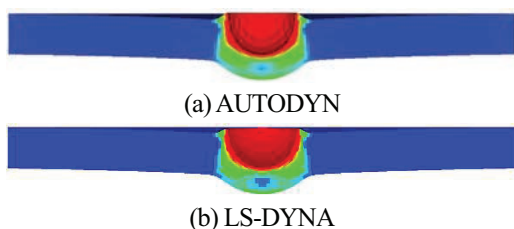


図-6 板の変形状態

(弾完全塑性体の場合、相当塑性ひずみ分布図)

#### 4.2 非線形コンクリートモデルによる解析

非線形コンクリートモデルによる衝突試験の再現解析の結果について述べる。表面破壊、裏面剥離、貫通の3つの破壊モードの判定について、文献 16) に示された判定基準例に基づき、以下のようにした。

- 表面破壊： 飛翔体は衝突後に反跳するか停止する。被衝突体の衝突面側に貫入孔が生じるが、裏面側に顕著な破損は生じない。
- 裏面剥離： 飛翔体は衝突後に反跳するか停止する。被衝突体の衝突面と反対側の裏面から、コンクリート片が剥離する挙動を示す。
- 貫通： 被衝突体に貫通孔が生じ、飛翔体は貫通後も衝突方向の速度を有する。

図-7 は飛翔体尾部の速度時刻歴である。飛翔体尾部の最終的な速度が負に転じている場合、飛翔体は反跳したことを意味する。逆に、速度が正の値を維持している

場合は貫通したと判断できる。衝突速度が 100m/s の条件ではいずれも速度が負に転じ飛翔体が反跳した。衝突速度が 150m/s の条件では、CAPROUS および Winfrith で飛翔体が反跳したが、RHT では貫通に至った。衝突速度が 215m/s の条件では、CAPROUS と RHT で飛翔体が貫通に至った。一方、Winfrith では飛翔体が反跳した。

次に、コンクリートの最終的な破壊性状を図-8 に示す。飛翔体が反跳した 100m/s の条件について、RHT では裏面側で明らかに剥離状態となっている。従って、判定基準に従えば「裏面剥離」になる。衝突速度が 150m/s の条件について、RHT では明瞭な貫通孔が形成されたため、「貫通」である。他の2モデルは飛翔体が反跳したが、裏面側でコンクリートの剥離挙動が認められた CAPROUS は「裏面剥離」である。一方、剥離挙動が生じなかった Winfrith は「表面破壊」である。衝突速度が 215m/s の条件について、CAPROUS と RHT では明瞭な貫通孔が形成された。従って「貫通」である。飛翔体が反跳した Winfrith では曲げ破壊とせん断破壊が顕著であるものの裏面側における剥離挙動は認められず、「表面破壊」である。

以上より、3モデルの中で CAPROUS は3つの速度水準の試験結果を概ね再現できた。RHT は試験に対して破壊モードを過大に評価した。一方、Winfrith は試験に対して破壊モードを過小に評価した。

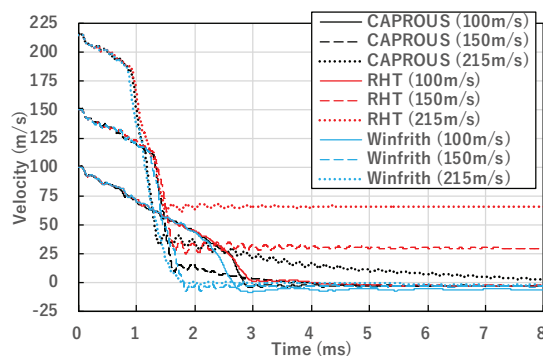


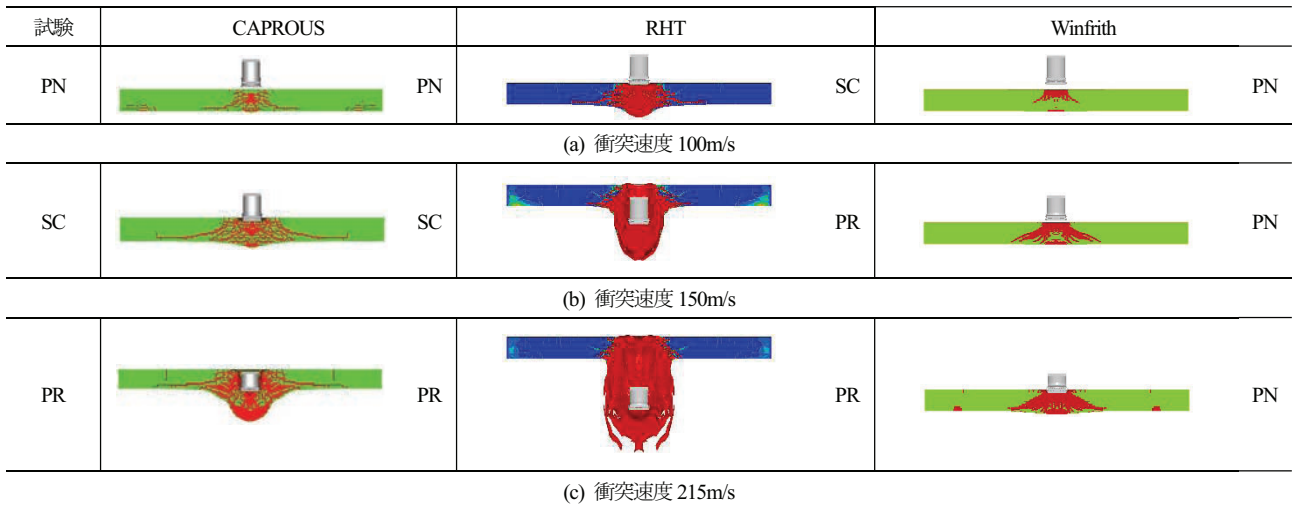
図-7 飛翔体尾部の速度時刻歴

#### 5. 検討

##### 5.1 RHT モデルに関する検討

RHT による解析では試験に対して RC 板の損傷を過大に評価する結果となった。衝突速度 150m/s の条件では飛翔体が貫通に至り、貫通後の速度は約 30m/s であった。

RHT モデルでは、CEB-FIP コードに基づく動的強度倍率が採用されているが、LS-DYNA において特に指定しない限りは図-2 に示した通りひずみ速度が 30(1/s)以上の領域で CEB-FIP コード式よりも動的強度を小さく評価する。なお、CEB-FIP コードの動的強度倍率としては同図中「Winfrith」の曲線が概ねこれに相当する。



PN : 表面破壊, SC : 裏面剥離, PR : 貫通

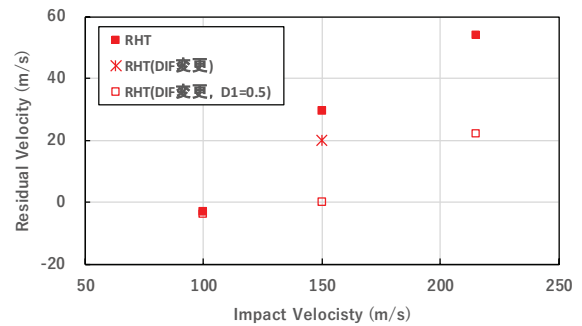
図-8 再現解析によるコンクリートの破壊性状の比較

RC 板に対する衝突試験におけるコンクリートの動的強度の影響について、例えば太田ら<sup>17)</sup>は動的強度倍率をパラメータとした解析的検討を行っている。そこで、衝突速度を 150m/s とした条件について、圧縮・引張ともに動的強度倍率を CEB-FIP コード式に一致させてその効果を確認した。図-9 に飛翔体の最終的な速度(残速)を示す。動的強度倍率を変更したことで飛翔体の残速が 20m/s 程度にまで低下しておりその効果を認めるが、飛翔体は貫通に至っており試験結果を再現できていない。

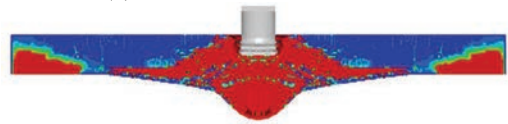
次に、式(3)~式(7)で記載される RHT モデルのパラメータに関する検討を実施し、最終的にダメージ変数  $D$  の算出に係る係数  $D_I$  の値を 0.5 として解析を実施した。ここで、動的強度倍率は CEB-FIP コード式に一致させたものとした。解析結果を図-9 に示す。衝突速度 150m/s の条件について、飛翔体が反跳し、なおかつ RC 板の裏面側で剥離モードとなった。また、衝突速度が 215m/s の条件では貫通となった。衝突速度 100m/s の条件では裏面側で剥離モードが認められたが、パラメータの変更前と比して明らかに軽減された。

### 5.2 Winfrith モデルに関する検討

Winfrith による解析では、すべての条件で「表面破壊」となり、試験に対して RC 板の損傷を過小評価する結果となった。この要因としては、最大降伏面が他のモデルに対して大きく、静水圧が大きくなるほどその傾向が顕著となること等が挙げられる。ただし、Winfrith では RHT のように細かな入力パラメータがないため、ここでは圧縮・引張ともに動的強度を考慮しない条件で解析を実施した。解析結果を図-10 に示す。衝突速度 100m/s では表面破壊のみである。衝突速度 150m/s では動的強度を考慮しないことで裏面側に剥離傾向が認められた。衝突速度 215m/s では飛翔体が貫通に至り、試験と同じ破壊モードとなった。

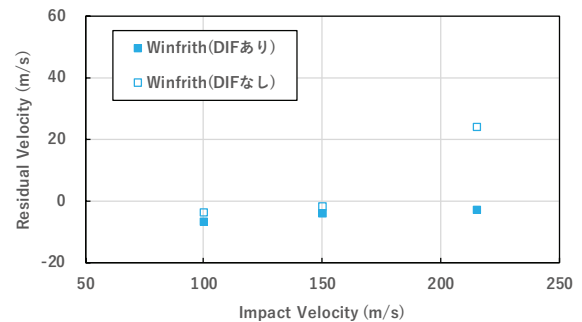


(a) 飛翔体の最終的な速度

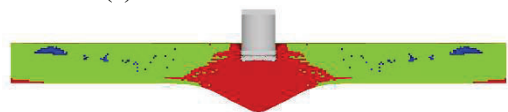


(b) 衝突速度 150m/s の破壊性状 (DIF 変更,  $D_I=0.5$ )

図-9 RHT モデルに関する検討結果



(a) 飛翔体の最終的な速度



(b) 衝突速度 150m/s の破壊性状(DIF なし)

図-10 Winfrith モデルに関する検討結果

## 6. 結言

本研究では2つの汎用解析コード、AUTODYN および LS-DYNA の非線形コンクリートモデルにより、RC 板に対する高速衝突実験の再現解析を実施し、各コンクリートモデルによる結果について整理した。また、LS-DYNA の各コンクリートモデルについて、パラメータ等の変更による解析結果への影響を検討した。本研究で得られた主な成果を以下に記す。

- (1) 簡易的な衝突問題の解析により、単純なコンクリートモデルであれば2つの解析コードの結果が一致することを確認した。
- (2) 3つの非線形コンクリートモデルにより RC 板に対する衝突試験の再現解析を実施した。すべてのコンクリートモデルで入力を最小限として極力自動設定機能を使用したところ、本研究で対象とした試験の条件においては CAPROUS モデルが試験結果を概ね再現できた。これに対して RHT モデルは破壊を過大に評価し、逆に Winfrith モデルは試験の破壊モードを過小に評価する傾向を示した。
- (3) RHT モデル、および Winfrith モデルについて、入力値等の変更による解析結果への影響を検討した。
  - A) RHT モデルでは各種のパラメータスタディを実施した結果、動的強度倍率の設定を変更した上で  $D_t = 0.5$  とすることで試験に近い破壊モードを再現できることを示した。
  - B) Winfrith モデルでは、動的強度を考慮しない条件において試験の破壊モードを再現できることを示した。

今後、衝突速度やコンクリート強度をはじめとした条件の異なる衝突試験についても同様の再現解析を実施し、これらのコンクリートモデルの特性についてさらに検討していく予定である。

## 謝辞

本稿の作成にあたっては、伊藤忠テクノソリューションズ株式会社で長年にわたり衝撃解析に従事された伊東雅晴博士に多大なるご指導、ご助言を賜りました。ここに記して感謝を申し上げます。

## 参考文献

- 1) 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.
- 2) Hughes, G.: Hard missile impact on reinforced concrete, *Nuclear Engineering and Design*, **77**, pp.23-35, 1984.

- 3) Li, Q. M., Reid, S. R., Wen, H.M., Telford, A. R.: Local impact effects of hard missiles on concrete targets, *International journal of Impact Engineering*, **32**, pp. 224-284, 2005.
- 4) OECD/NEA/CSNI: Improving robustness assessment methodologies for structures impacted by missiles (IRIS\_2012) final report, JT03359989, 2014.
- 5) 原子力規制委員会：実用発電用原子炉に係る新規性基準について一概要一，2016年更新
- 6) Itoh, M., Beppu., M., Matsuzawa, R.: Numerical simulations of RC slabs subjected to impact loadings by using the improved CAPROUS constitutive model, *Proceedings of 10<sup>th</sup> International Conference on Shock & Impact Loads on Structures*, pp. 367-376, 2013.
- 7) LSTC: LS-DYNA Keyword user's manual, LS-DYNA R7.1, 2014.
- 8) Riedel, W. Kawai, N., Kondo, K.: Numerical assessment for impact strength measurement in concrete materials, *International Journal of Impact Engineering*, **36**, pp.283-293, 2009.
- 9) Grunwald, C., Schaufelberger, B., Stols, A., Riedel, W., Borrvall, T. : A general concrete model in hydrocodes: Verification and validation of the Riedel-Hiermaier-Thoma model in LS-DYNA, *International Journal of Protective Structures*, **8(1)**, pp. 58-85, 2017.
- 10) Broadhouse, B.J., Neilson, A.J.: Modelling reinforced concrete structures in DYNA3D, United Kingdom Atomic Energy Authority, AEEW-M 2465, 1987.
- 11) Schwer, L.: An introduction to the Winfrith concrete model, *Schwer Engineering & Consulting Service*, 2010.
- 12) Sugano, T., Tsubota H., Kasai, Y., Koshika N., Ohnuma, H., von Rieseman W. A., Bickel D. C., Parks, M. B.: Local damage to reinforced concrete structures caused by impact of aircraft engine missiles Part 1. Test Program, method and results, *Nuclear Engineering and Design*, **140**, pp. 387-405, 1993.
- 13) 山口弘, 藤本一男, 野村設郎: 高圧3軸応力化におけるコンクリートの応力-ひずみ関係 その2 高速載荷, 日本建築学会構造系論文報告集, 第396号, pp. 50-59, 1989.
- 14) Comite Euro-International du Beton: CEB-FIP MODEL CODE 1990, 1991.
- 15) Nuclear Energy Institute: Methodology for performing aircraft impact assessments for new plant designs, NEI 07-13 Revision 8P, 2011
- 16) 防衛施設学会：衝突作用を受ける構造物の局部破壊に関する評価ガイドライン—評価手法と対策技術—，2018.
- 17) 太田良巳, 松澤遼, 鈴木哲夫：鉄筋コンクリート版への衝突実験に係る数値シミュレーション解析：IRISベンチマークプロジェクト，コンクリート工学年次論文集，Vol. 140, No. 2, pp. 697-702, 2018.