竜巻飛来物を模擬した角管の落下衝突による鋼板の貫通評価

北田 明夫^{*1}, 角 大詩^{*2}, 福本 智志^{*3}, 西崎 信^{*3}, 赤司 裕^{*4}, 守屋 登康^{*5}Drop impact perforation of steel plates by rectangular tube
imitating missile generated by tornadoAkio KITADA^{*1}, Daishi SUMI^{*2}, Satoshi FUKUMOTO^{*3}, Makoto NISHIZAKI^{*3},
Yutaka AKASHI^{*4} and Noriyasu MORIYA^{*5}^{*1, *3} Nuclear Energy Systems Division, Mitsubishi Heavy Industries, LTD.

1-1-1 Wadasaki-cho, Hyogo-ku, Kobe-shi, Hyogo 652-8585, Japan

^{*2} Research & Innovation Center, Mitsubishi Heavy Industries, LTD.

2-1-1 Shinhamma, Arai-cho, Takasago-shi, Hyogo 676-8686, Japan

^{*4, *5} Reprocessing Business Division, Japan Nuclear Fuel Limited

4-108 Aza Okitsuke, Oaza Obuchi, Rokkasho-mura, Kamikita-gun, Aomori 039-3212, Japan

Received: 6 February 2017; Accepted: 1 June 2017

Abstract

This paper presents experimental, analytical and numerical study of impact perforation of steel plates with the aim to develop the procedures to assess the perforation of steel against tornado-generated missile impact. In the experiment, flat plates of SS400 steel and SUS304 stainless steel were perforated by a square pipe with cross section 200 x 300. Projectile mass and impact velocity were kept constant, namely, approximately 1300 kg and 17 m/s. Perforation limit thickness of SS400 and SUS304 flat plate was determined to be 9 mm and 6 mm, respectively. BRL formula was used for the analytical study, and equivalent diameter of square pipe for BRL formula was defined based on the experimental data. Numerical simulations of some experiments were also carried out and the effect of thermal softening and stress triaxiality on failure strain have to be taken into account in the material model in order to reproduce the experimental results.

Key words : Perforation, Drop impact, Tornado-generated missiles, BRL formula, Finite element analysis

1. 緒 言

実用発電用原子炉および核燃料施設において、施設内に置かれている建築資材や自動車などが竜巻で巻き上がり、飛来物となって重要設備に衝突することが想定される。2013年7月に施行された発電用原子炉および核燃料施設の新規制基準は、竜巻による飛来物の衝突から重要設備を防護し、その機能を維持することが求められている。飛来物衝突に対する防護構造は、飛来物が貫通しない板厚を有する鋼板を設置する案が考えられるが、耐震性との両立の観点から、防護鋼板の質量が過度に大きくならないよう、必要十分な板厚を設定する必要がある。

飛来物衝突による鋼板の貫通評価は、非常に多くの既往研究(千葉他, 1981)(Kennedy, 1976)(大手他, 1981)(Sliter, 1980)(Sorensen et al., 1991)(Børvik et al., 1999)(Børvik et al., 2001)があるが、多くの研究では飛来物が 100m/s 以上の速度で衝突・貫通する事象を対象としており、竜巻飛来物のように衝突速度が 100m/s 未満の貫通を扱った研究事例は少ない(Holmen et al., 2015)。また、竜巻で巻き上げられる飛来物は、角管等の中空断面を有するものが想定されるが、鋼板の貫通評価に関するほぼ全ての既往研究は、円柱、球、弾丸等の中実飛来物による衝突・貫通を

No.16-00501 [DOI:10.1299/transjsme.16-00501], J-STAGE Advance Publication date : 15 June, 2017

^{*1} 正員, 三菱重工業(株) 原子力事業部 (〒652-8585 兵庫県神戸市兵庫区和田崎町 1-1-1)^{*2} 三菱重工業(株) 総合研究所 (〒676-8686 兵庫県高砂市荒井町新浜 2-1-1)^{*3} 三菱重工業(株) 原子力事業部^{*4} 正員, 日本原燃(株) 再処理事業部 (〒039-3212 青森県上北郡六ヶ所村大字尾駁字沖付 4-108)^{*5} 日本原燃(株) 再処理事業部

E-mail of corresponding author: akio_kitada@mhi.co.jp

対象としている．角管等の中空断面を有する飛来物が鋼板に衝突する場合，中実飛来物が衝突する場合とは異なる挙動を示すと考えられるが，中空断面の飛来物による鋼板貫通の研究は坂本らの報告(坂本他, 2015)に限られている．

本報告では，竜巻飛来物を模擬した角管による鋼板貫通試験の結果と，角管衝突時の貫通防止に必要な板厚（以下，限界板厚という．）を算出する貫通評価手法について述べる．はじめに，竜巻飛来物として想定される鋼製材（原子力規制委員会, 2013）を模擬した角管を板厚 4 mm から 12 mm の SS400・SUS304 の平板に落下衝突させ，各材料の限界板厚を実験により求めた結果を示す．続いて，試験結果に基づいて，実験式と数値解析による鋼板貫通評価の検討結果を示す．

実験式による鋼板の貫通評価には，BRL 式(BRL: Ballistic Research Laboratories, Russel, 1962)を使用した．BRL 式は，剛体の円柱が衝突するときの限界板厚を算出する実験式であるが，本報告では中空断面の角管飛来物が衝突する場合に適用する計算パラメータの設定方法を検討した．坂本らの報告(坂本他, 2015)でも，角管による鋼板貫通時の BRL 式のパラメータ設定方法について考察がなされているが，中実円柱と角管を同条件で鋼板に衝突・貫通させた比較実験は実施していない．本報告ではこの比較実験結果を示してパラメータ設定方法を考察する．BRL 式の詳細は次項で説明する．数値解析を使用した鋼板の貫通評価は，Børvik らが提案する，鋼板の局所貫通における熱軟化の影響と多軸応力による延性低下の影響を考慮した材料モデル(Børvik, 2001)を使用した．竜巻飛来物のように衝突速度が 100 m/s 未満と比較的小さい問題でこの材料モデルを検証した研究は報告されていないため，本報告では落下衝突試験結果と再現解析の比較結果をもとに，適用性の検証結果を示す．

2. BRL 式

鋼板貫通評価の実験式には種々のものが考案されているが，その中でも剛体円柱が衝突するときの鋼板の貫通を評価する BRL 式は原子力設備の防護設計において従来から使用されている．BRL 式は，円柱飛来物の質量を m [kg]・衝突速度を V [m/s]・直径を d [m]としたとき，限界板厚 t [m]を求める実験式であり，式(1)の通りである．

$$t^{3/2} = \frac{0.5mV^2}{1.44 \times 10^9 K^2 d^{3/2}} \quad (1)$$

式中の K は鋼材係数と呼ばれる無次元数であり，鋼種によって決まるパラメータであるが，特に裏付けとなる実験データがない場合は $K=1$ とすることが一般的である．

BRL 式は，飛来物の衝突面の直径が限界板厚と反比例の関係にあることを示しているが，飛来物が円柱でない場合，式中の直径 d は等価な円柱の直径（以下，等価直径という．）で置き換える必要がある．一般には，等価直径は飛来物と投影面積が等しい円柱の直径とする．ここで，投影面積は断面の外形線で囲む面積を指す．この換算方法は中実断面の飛来物を想定したものであるため，本報告では，中空断面である角管が鋼板を貫通するときの等価直径の設定方法を検討した．

3. 落下衝突試験

竜巻飛来物として想定される角管に対して，材質 SS400 及び SUS304 からなる鋼板の限界板厚を求めるため，四辺を固定した鋼板に重錘付きの角管を落下衝突させる貫通試験を実施した．また，角管等の中空断面を有する飛来物に対して BRL 式を適用する際の等価直径の設定方法に関する知見を得るため，同じく四辺を固定した鋼板に重錘付きの円柱を落下衝突させる貫通試験を実施し，結果を比較した．

3・1 落下衝突試験の概要

原子力発電所の竜巻影響評価ガイド(原子力規制委員会, 2013)では，竜巻により寸法 200 mm×300 mm×4200 mm かつ質量 135 kg の角管が 51 m/s で飛来することが例示されている．51 m/s の衝突速度は落下衝突試験では実現が極めて困難であるため，本試験では落下高さを 15 m とし，自由落下により約 17 m/s の速度で角管もしくは円柱を鋼板に衝突させた．このとき，落下物の衝突の運動エネルギーを竜巻影響評価ガイドの角管と一致させる

ため、落下物に重錘を付与し、質量 1300 kg とした。落下物は電動ウィンチで吊り上げ、落下物に初速度を与えない専用の切り離し装置を使用して自由落下させた。角管落下物については、衝突速度と衝突角度をレーザー変位計 (LK-G405, キーエンス) により計測した。円柱落下物の試験ケースについては、落下速度のみ計測した。衝突速度と衝突角度の計測方法を図 1 に示す。落下物が鋼板に衝突する直前の位置で、角管の長辺側 (幅 300 mm) の側面と短辺側 (幅 200 mm) の側面の 2 面に対してレーザーを水平に照射するよう、変位計を各方向に 2 台ずつ設置した。落下物がレーザーの線上に達したときに変位計の出力が立ち上がるため、各レーザー変位計の出力の立ち上がりの時間差 Δt とレーザー変位計の設置間隔 ΔL から衝突速度 V_0 を算出した。このとき、衝突速度は 2 方向から計測した数値の平均値とした。落下物は鋼板に到達するまでにわずかに傾くため、レーザー変位計が計測する落下物との距離は時間に対して変化する。この距離の時間変化を V_l とおいたとき、落下物の傾き θ に対して V_0 と V_l は比例するため、逆三角関数により落下物の傾き θ を算出した。落下物の傾き θ は角管の長辺側と短辺側についてそれぞれ算出した。

落下衝突試験は、落下物ができる限り垂直に鋼板に衝突するよう、ガイドレールを使用した。ガイドレールを含む落下試験装置の形状と写真を図 2 に示す。落下物とガイドレールとの間にはわずかな隙間を設け、落下物が水平方向に振れた場合にガイドレールと接触して軌道が修正される機構とした。そのため、落下物が水平方向に振れない場合は自由落下し、鋼板に衝突する。

落下物の角管は、衝突による圧潰後も完全に潰れきらないよう、長さ 800 mm とした。竜巻影響評価ガイドでは角管の板厚は明示されていないが、寸法と質量、質量密度から換算すると板厚は概ね 4.2 mm から 4.3 mm になる。そのため、落下衝突試験での角管は JIS 規格品として入手が容易な板厚 4.5 mm の S400 平板から製作した。また、角管の隅角部の R は板厚の 3 倍とした。角管落下物の形状・寸法と写真をそれぞれ図 3 と図 4 に示す。

落下物の円柱は、衝突による圧潰が発生しないと想定されたため、鋼板への衝突・貫通時にフランジ部が鋼板に衝突しない、長さ 500 mm とした。円柱の直径は $\phi 276$, $\phi 311$ の 2 通りとした。直径の選定理由は次項で述べる。なお、衝突面のエッジは R5 mm の面取りを行った。円柱落下物の形状・寸法と写真をそれぞれ図 5 と図 6 に示す。

落下衝突試験での角管落下物と円柱落下物の諸元について、竜巻影響評価ガイドで例示される角管との比較を行い表 1 にまとめる。

Table 1 Comparison of tornado-generated missile in the guideline and projectiles in the experiment.

Projectile	Tornado-generated missile of square pipe in the guideline	Projectiles in the experiment	
		Square pipe + Weight	Cylinder + Weight
Material	Steel, grade is not specified	SS400	S25C
Dimension [mm]	300×200×4200	300×200×800 + Weight	$\phi 276 \times 500$ + Weight $\phi 311 \times 500$ + Weight
Pipe wall thickness [mm]	Not Specified	4.5	—
Mass [kg]	135	1300	
Impact velocity [m/s]	51	Between 16.5 and 17.1	
Impact energy [kJ]	176	Between 177 and 190	

Fig.1 Measurement method of impact velocity and impact angle of the projectile.

Fig.2 Drop impact apparatus.

Fig.3 Schematic drawing of square pipe projectile.

Fig.4 Square pipe projectile.

Fig.5 Schematic drawings of cylindrical projectiles.

Fig.6 Cylindrical projectile (φ311).

3・2 試験条件

SS400 平板の板厚は公称値で 6 mm, 9 mm, 12 mm とし, SUS304 平板の板厚は公称値で 4 mm, 6 mm とした. 供試体の板厚は実測も行ったが, 以下, 特に断りがなければ板厚は公称値を記載する. SS400 平板には角管落下物と円柱落下物を衝突させ, 落下物ごとに限界板厚を求めた. SUS304 平板には角管落下物のみを衝突させ, その限界板厚を求めた.

BRL 式の等価直径のパラメータ設定方法を検討するため, 円柱の直径は $\phi 276$ mm もしくは $\phi 311$ mm とした. $\phi 276$ mm の円柱は, 竜巻影響評価ガイドの角管飛来物と投影面積を一致させたものである. また, $\phi 311$ mm の円柱は, 竜巻影響評価ガイドの角管飛来物と周長を一致させたものである. 表 2 に竜巻影響評価ガイドの角管飛来物と本試験で使用した角管落下物と円柱落下物について, 断面寸法の比較を示す.

Table 2 Cross-sectional dimension of tornado-generated missile and projectiles in the experiment.

Impact Object	Tornado-generated missile specified in the guideline	Projectiles in the experiment		
		Square pipe	Cylinder $\phi 276$	Cylinder $\phi 311$
Projected area [mm ²]	60000	59844	59828	75964
Circumferential length [mm]	1000	977	867	977

3・3 鋼板の寸法および支持条件

供試体の鋼板は, 1500 mm×1500 mm の正方形板とし, 1000 mm×1000 mm の開口部を有する架台に設置することで四辺を拘束した. このとき, 供試体は, H 形鋼 (H250 mm×250 mm) を井桁の形に組んだ上下の架台の間に設置し, 架台の四隅を合計 32 本のボルト (M36) で締め付けて保持した. 上下の架台による締め付けで生じる摩擦力のみで固定したため, 供試体の四辺は完全には拘束されず, 試験で落下物が衝突する際は架台内側の開口部に向かって四辺がわずかに引き込まれるような変形が生じた. 鋼板を架台に設置した形状・寸法を図 7 に示す.

Fig.7 Frame for clamping steel plate target.

3・4 試験結果の判定

試験後の供試体の貫通／不貫通は, 目視により確認した. 落下物の衝突により供試体の鋼板に損傷が発生し, 損傷部分を通して鋼板の反対側の光が見える状態になったときを貫通とした. 不貫通の結果が得られた試験ケースについては最大 3 回の繰り返し試験を行い, 再現性を確認した. 貫通の結果が得られた試験ケースは, 繰り返し試験を実施しなかった.

4. 試験結果

落下衝突試験での落下物の質量、衝突速度と試験鋼板の板厚の実測値及び貫通／不貫通の試験結果を表 3 に示す。代表 6 ケースについて、試験後の鋼板の状態を撮影した写真を図 8 に示す。

4・1 角管に対する SS400 平板および SUS304 平板の限界板厚

角管落下物による落下衝撃試験の結果、SS400 平板は板厚 9 mm で貫通が生じず、SUS304 平板は板厚 6 mm で貫通が生じないことを確認した。この結果、SS400 平板と SUS304 平板の限界板厚は 9 mm と 6 mm と求められた。このとき、貫通となった試験ケースでは、供試体の材質によらず、角管の外周に沿った形状の貫通孔が生じた。

不貫通となった試験ケースではいずれも角管が座屈し圧潰したが、貫通した試験ケースでは貫通の過程で角管の座屈は生じなかった。

4・2 円柱落下物に対する SS400 平板の限界板厚

φ311 円柱落下物の試験ケースでは、板厚 9 mm で不貫通、板厚 6 mm で貫通となり、この落下物に対する SS400 平板の限界板厚は 9 mm となった。この結果は、角管落下物の限界板厚と同等である。また、φ276 円柱落下物の試験ケースでは、板厚 12 mm で不貫通、板厚 9 mm で貫通の結果となり、この落下物に対する SS400 平板の限界板厚は 9 mm となった。なお、φ276 円柱落下物を板厚 9 mm の SS400 平板に衝突させたケース 7 では、図 8 に写真を示すように、落下物が供試体の中で停止しており、板厚 9 mm はこの落下物に対して限界板厚とほぼ等しいものと考えられる。円柱落下物が供試体を貫通したケースでも、角管落下物のケースと同様に、円柱の外周に沿った形状の貫通孔が生じた。

Table 3 Experimental results.

Case No.	Projectiles				Targets		Results
	Shape	Material	Mass [kg]	Impact velocity [m/s]	Material	Thickness [mm]	
1	Square pipe	SS400	1300	16.5	SS400	11.68	Not perforated
			1300	16.8		11.70	
			1300	16.6		11.75	
2			1300	16.7		8.68	Not perforated
			1300	16.6		8.67	
			1300	16.7		8.67	
3			1300	16.5		5.72	Perforated
4			1300	16.6	SUS304	5.59	Not perforated
			1299	16.9		5.66	
			1300	16.7		5.69	
5			1299	16.7	3.73	Perforated	
6	Cylinder φ276	S25C	1300	16.9	SS400	11.73	Not perforated
			1300	16.9		11.70	
			1299	17.0		11.75	
7			1301	16.7		8.98	Perforated
8	Cylinder φ311	S25C	1300	17.0	SS400	8.82	Not perforated
			1300	16.5		8.90	
			1300	16.8		8.77	
9			1300	16.6		5.74	Perforated

Fig.8 Flat plate deformations after impact test. The invasion hole was the shape along the suburb of the square pipe irrespective of the material of the flat plate.

5. BRL 式に関する考察

5・1 角管落下物に対する等価直径の導出

落下衝突試験結果より，SS400 平板の $\phi 311$ 円柱落下物に対する限界板厚は 9 mm，同じく $\phi 276$ 円柱落下物に対する限界板厚は 12 mm となった．BRL 式は衝突する円柱の直径が大きいほど限界板厚が小さくなるため，試験結果は BRL 式と同じ傾向を示している．

SS400 平板の角管落下物に対する限界板厚は， $\phi 311$ 円柱落下物と同じ 9 mm であった．そのため，試験結果より，角管飛来物に対する BRL 式の等価直径は，周長が等しい円柱の直径とすることが妥当であると言える．

また， $\phi 276$ 円柱落下物に対する SS400 平板の限界板厚は 12 mm となり，角管落下物よりも限界板厚が大きくなった．よって，BRL 式で角管の等価直径を投影面積が等しい円柱の直径で設定すると，限界板厚はより保守的な値になると言えるが，試験結果とは一致しない．

角管飛来物と円柱飛来物の周長を合わせたときに限界板厚が一致する理由としては，各鋼板の貫通形態が類似していることが挙げられる．上述の通り，落下物の形状を問わず，貫通孔の形状は落下物の外周と一致することが明らかになっている．落下物が供試体を貫通するとき，落下物の外周に沿って供試体を破断させる必要があるため，角管と円柱で周長が等しいときに貫通孔の形成に必要なエネルギーが一致したと考えられる．

5・2 BRL 式の鋼材係数

BRL 式中の鋼材係数 K は鋼種によって決まる無次元のパラメータであるが， $K=1$ としたときの円柱飛来物の直径と限界板厚の関係を落下衝突試験との比較で図 9 に示す．BRL 式で $K=1$ とした限界板厚曲線は，SS400 平板に対する試験結果の貫通／不貫通の間に入ることが確認された．また， $\phi 276$ 円柱落下物が 9 mm の SS400 平板を貫通した試験ケースのプロット点が BRL 式の曲線に近接した．このプロット点は，上述の通り，落下物が鋼板をぎりぎり貫通したケースであるため，SS400 平板に対して，BRL 式の鋼材係数 K を 1 とおくことは妥当である．

Fig.9 Comparison between BRL formula and experimental results for SS400 flat plate. The ballistic limit curve of BRL formula with $K=1$ passes between the penetrated points and the not-penetrated points of SS400 flat plate.

落下衝突試験では、SUS304 平板の限界板厚は SS400 平板よりも小さくなった。角管飛来物が供試体を貫通するとき、材質によらず、角管の外周に沿って貫通孔が生じる。JIS 規格では SUS304 の引張強さと伸びの最小値はそれぞれ 520 MPa と 40 % と規定されており、SS400 の 400 MPa と 17% 以上よりも大きいため、落下物が供試体を破断させるのにより大きなエネルギーを必要とし、限界板厚が小さくなったと考えられる。SUS304 については、BRL 式の鋼材係数 K は 1 より大きな値を設定できると推測されるが、比較できる円柱落下物の場合の試験データを取得していないため、具体的な値についてはここでは議論しない。

6. 数値解析

汎用衝撃解析コード LS-DYNA v.971 を使用して、4 章で示した落下衝突試験の再現解析を実施し、鋼板の局所貫通における熱軟化の影響と多軸応力による延性低下の影響を考慮した材料モデルについて、竜巻飛来物の貫通評価への適用性を検証した。再現解析は、SS400 の角管落下物と $\phi 311$ 円柱落下物を使用した試験ケースについて実施した。表 4 に解析実施ケースを示す。再現解析のケース番号は同条件の落下衝突試験の番号と一致させた。

Table 4 Numerical programme of drop impact test.

Case No.	Projectile			Target steel plate		
	Shape	Impact velocity [m/s]	Angle of inclination	Material	Thickness [mm]	
			Roll/ Pitch [°]		Nominal	Measured
2	Square pipe	16.8	1.93/0.98	SS400	9	8.78
3		16.7	1.85/0.11		6	5.74
8	Cylinder $\phi 311$	17.0	1.11/0.67	SS400	9	8.78
9		17.0	1.11/0.67		6	5.74

6・1 解析モデル

落下衝突試験での供試体の境界条件を再現するため、解析では落下物・供試体以外に、供試体を上下から挟んで支持する架台をモデル化した。また、落下物の傾きを考慮するため、対称条件を使用しないフルモデルとした。なお、角管落下物の傾きは同条件の落下衝突試験で計測した値を使用した。円柱落下物について試験で傾きを計測していないため、全での試験ケースでの角管落下物の傾きの平均値を使用した。落下物の鋼板への衝突速度についても、試験で計測した数値を使用した。なお、角管については長辺方向の回転をロール角、短辺方向の回転をピッチ角とした。

供試体はソリッド要素でモデル化し、衝突点近傍のメッシュ寸法が概ね 1.0 mm となるようにメッシュ分割を行った。ただし、衝突点から離れるに従って徐々に粗いメッシュとした。供試体の板厚は公称値ではなく実測値でモデル化した。落下物の角管部分はシェル要素、円柱はソリッド要素でモデル化し、衝突部近傍のメッシュ寸法は概ね 2.5 mm とした。供試体を支持する架台はシェルでモデル化した。架台のメッシュ寸法が解析結果に与える影響は小さいと考えられるため、供試体と比べて粗いメッシュとした。代表ケースとして、ケース 2 およびケース 9 の解析モデルを図 10 と図 11 に示す。

6・2 境界条件

供試体を支持する架台は、落下衝突試験装置では 4 本の H 鋼 (250 mm×250 mm) の脚で支持されていたため、架台下側の当該部位の節点について全自由度を拘束した。また、試験では上下の架台の間に供試体を設置し、上下の架台をボルトで締結した面圧で供試体を保持したため、ボルト締結位置の節点には試験時のボルト軸力に相当する 110.3 kN の荷重を付与した。

解析モデル中の部材間の摩擦係数は、鉄同士の摩擦係数と同じ 0.52 と仮定した (日本機械学会, 2007)。試験状態との差異を小さくするため、落下物および鋼板には重力加速度を定義し、自重を考慮した。架台は、自重による変形は小さいと考えられるため、重力加速度は定義していない。

Fig.10 Finite element mesh of square pipe projectile against steel plate, Case 2.

Fig.11 Finite element mesh of cylindrical projectile against steel plate, Case 9.

6・3 材料モデル

落下物による供試体の貫通を再現するため、供試体の材料モデルには、Børvik らが提案する修正 Johnson-Cook モデル(Børvik, 2001)を使用した。この修正 Johnson-Cook モデルは LS-DYNA に組み込まれており、*MAT_107 (*MAT_MODIFIED_JOHNSON_COOK) (LSTC, 2013)に該当する。鋼板貫通時には塑性仕事により 50℃程度の温度上昇が予想されるため熱軟化の影響を考慮する。ただし、貫通は数 msec 程度の短時間の事象であるため熱伝導は考慮しない。また多軸応力による延性低下が予想されるため、その影響も考慮した。修正 Johnson-Cook モデルでは、応力ひずみ関係を式(2)および式(3)で定義する。式(2)の第 1 項ではパラメータ A , B , n で材料の準静的な真応力-塑性ひずみを定義し、第 2 項と第 3 項でそれぞれ鋼材の強度のひずみ速度依存性と温度依存性を定義する。なお、第 2 項の $\dot{\varepsilon}_p$ は塑性ひずみ速度、 $\dot{\varepsilon}_0$ は基準ひずみ速度（本解析では 1 s^{-1} とした。）、 C はひずみ速度依存性係数、第 3 項の m は温度依存性係数である。また、 T_m は鋼材の融点、 T_r は室温（もしくは初期温度）である。本解析では鋼材の強度のひずみ速度依存性の項は考慮せず $C=0$ とした。なお、鋼材の強度の温度依存性は、常温の引張試験と高温の引張試験で得られた降伏点の温度依存性から係数 m を求めた。表 5 に常温と高温の降伏点の試験結果を示す。

$$\sigma_Y = (A + B\varepsilon_p^n) \left(1 + \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0}\right)^C (1 - T^{*m}) \quad (2)$$

$$T^* = \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \quad (3)$$

修正 Johnson-Cook モデルでは、各要素の塑性変形時の温度上昇 dT は式(4)で計算する。 χ は塑性仕事量と熱の変換係数であり、本計算では 0.9 と仮定した(Bammann et al., 1993)。また、 ρ は密度、 C_p は比熱である。

$$dT = \chi \frac{\sigma_{eq} d\varepsilon_p}{\rho C_p} \quad (4)$$

貫通事象を解析にて表現するため、要素積分点の物理量が破損条件を満たした値となった場合に、その要素を計算から削除した。修正 Johnson-Cook モデルでの破損条件を式(5)に示す。式(5)中の σ^* は応力三軸度であり、静水圧応力をミーゼス応力で除した無次元数となり、式(6)の通りである。第 1 項の D_1 , D_2 , D_3 は応力三軸度と破壊ひずみの関係を定義するパラメータである。また、第 2 項の D_4 は破壊ひずみのひずみ速度依存性を定義するパラメータ、第 3 項の D_5 は破壊ひずみの温度依存性を定義するパラメータである。

一般に、鋼材の破壊ひずみへの影響は応力三軸度が支配的であり(Hancock and Mackenzie, 1976)(大塚他, 1980)、ひずみ速度依存性(島貫他, 1999)と温度依存性の影響は相対的に小さいため、ここでは $D_4=D_5=0$ とした。図 12 に示す平滑試験片と切欠き試験片を使用した引張試験を実施し、表 6 に示す応力三軸度と破壊ひずみの関係を求め、 D_1 , D_2 , D_3 の入力値を決定した。平滑試験片と切欠き試験片の寸法を表 7 に示す。

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] \left(1 + \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0}\right)^{D_4} (1 + D_5 T^*) \quad (5)$$

$$\sigma^* = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \cdot \frac{1}{\sigma_{eq}} \quad (6)$$

修正 Johnson-Cook モデルでは、 i 回目の計算ステップでの任意の要素の相当塑性ひずみ増分 $\Delta\varepsilon_{p,i}$ について、同じ要素の同じ計算ステップでの応力三軸度 σ^* から算出した限界ひずみ $\varepsilon_{f,i}$ で除した値を ΔD_i と置き、 ΔD_i の累積値 D が 1 に達した要素を破壊したとみなし、計算から削除される。これを式(7)と式(8)に示す。

$$\Delta D_i = \frac{\Delta\varepsilon_{p,i}}{\varepsilon_{f,i}} = \frac{\Delta\varepsilon_{p,i}}{D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma_{i}^*)} \quad (7)$$

$$D = \sum_{i=1}^n \Delta D_i \leq 1 \quad (8)$$

供試体の材料モデルの入力値を表 8 にまとめる．板厚 9 mm の供試体については，角管落下物と円柱落下物でロットの異なる平板から供試体を製作したため，それぞれ材料試験を実施して入力値を決定した．板厚 6 mm の供試体については，角管落下物と円柱落下物で共通のロットの平板から製作したため，入力値は共通とした．

落下物については，多直線近似等方弾塑性体(*MAT_24, *MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY)でモデル化した．落下物は供試体のように詳細な材料試験を実施していないため，ミルシートに記載の材料の降伏点と引張強さから多直線の応力ひずみ関係を導出した．応力ひずみ関係の導出には圧力容器の維持規格である API 579-1/ASME FFS-1 2007 Fitness-For-Service で規定されている MPC モデルを使用した．ミルシートに記載の材料の降伏点と引張強さを解析モデルで定義した縦弾性係数とともに表 9 に示す．

Table 5 Relationship between temperature and yield stress of steel plates.

Temperature [°C]	Yield stress [MPa]		
	SS400, Thickness 9 mm		SS400, Thickness 6 mm
	For case 2	For case 8	
23	318	284	307
150	272	251	282

Table 6 Relationship between stress triaxiality and true fracture strain of steel plates.

Stress triaxiality [-]	True fracture strain [-]		
	SS400, Thickness 9 mm		SS400 Thickness 6 mm
	For case 2	For Case 8	
0.333	1.28	1.39	1.24
0.47	1.07	1.23	0.992
0.60	0.989	1.15	0.831
0.65	0.916	1.10	0.771

Table 7 Dimensions of tensile test specimens.

Dimensions	SS400, Thickness 9 mm				SS400, Thickness 6 mm			
	Smooth	Notched			Smooth	Notched		
		$\sigma^*=0.47$	$\sigma^*=0.60$	$\sigma^*=0.65$		$\sigma^*=0.47$	$\sigma^*=0.60$	$\sigma^*=0.65$
Radius of notch	-	4.0	2.0	1.6	-	3	1.5	1.2
Diameter of notch root	-	2.4	2.4	2.4	-	1.8	1.8	1.8
Diameter of parallel portion	4	4	4	4	3	3	3	3
Gauge length	20	20	20	20	11	11	11	11

Fig.12 The photograph of the material test piece (SS400 : Thickness 9 mm), (a) Smooth specimen, (b) Notched specimen of Triaxiality 0.47, (c) Notched specimen of Triaxiality 0.60, (d) Notched specimen of Triaxiality 0.65.

Table 8 Material constants of target steel plate.

Material parameters			SS400		
			Thickness 9 mm		Thickness 6 mm
			For case 2	For Case 8	
Elastic and thermal constants					
Young's modulus	E	[GPa]	205	205	205
Poisson's ratio	ν	[-]	0.3	0.3	0.3
Mass density	ρ	[kg/m ³]	7850	7850	7850
Specific heat	C_p	[J/kg•K]	473	473	473
Thermal expansion coefficient	α	[1/K]	1.2×10 ⁻⁵	1.2×10 ⁻⁵	1.2×10 ⁻⁵
Taylor-Quinney coefficient	χ	[-]	0.9	0.9	0.9
Yield stress, strain hardening, strain-rate hardening, thermal softening constants					
Yield stress	A	[MPa]	318	284	307
Strain-hardening coefficient	B	[MPa]	669	719	398
Strain-hardening exponent	n	[-]	0.542	0.501	1
Strain-rate hardening coefficient	C	[-]	0	0	0
Thermal softening exponent	m	[-]	0.836	0.858	0.955
Reference temperature	T_r	[K]	300	300	300
Melting temperature	T_m	[K]	1796	1796	1796
Failure strain constants					
Failure strain	D_1	[-]	0.45	0.78	0.34
	D_2	[-]	1.47	1.19	1.95
	D_3	[-]	-1.74	-2.00	-2.32

Table 9 Material constants of projectile.

			Square pipe (SS400)	Cylinder (S25C)
Elastic constants				
Young's Modulus	E	[GPa]	205	205
Poisson's rate	ν	[-]	0.3	0.3
Mass density	ρ	[kg/m ³]	7850	7850
Yield stress and tensile strength				
Yield stress	σ_y	[MPa]	307	350
Tensile strength	σ_u	[MPa]	418	502

7. 解析結果

再現解析の結果，表 10 に示す通り，数値解析結果は落下衝突試験で得られた貫通／不貫通と一致した．各ケースの解析結果について，衝突から 20 ms 後の変形および相当塑性ひずみ分布を図 13 に示す．本解析結果より，鋼材の熱軟化と応力三軸度延性低下を考慮した修正 Johnson-Cook モデルについて，竜巻飛来物のように衝突速度が 100 m/s 未満と比較的小さい問題にも適用可能であることが確認できた．落下物による供試体の貫通形態についても，同様に飛来物の外周に沿った形状の貫通孔が生じる結果となり，試験結果を再現できている．また，飛来物の外周に沿って供試体の塑性ひずみが顕著に高くなっていることから，材料モデルに熱軟化の影響を取り込むことで塑性ひずみの局在化がモデル化できたものと考えられる．

7・1 飛来物衝突時に供試体に生じる応力三軸度

落下物が供試体に衝突する際に生じる応力三軸度分布図について，角管落下物のケース 2 と $\phi 311$ 円柱落下物のケース 11 を代表例とし，図 14 に示す．いずれのケースも衝突から 5 ms 後の応力三軸度分布を比較した．落下物の衝突により，供試体の衝突面側で落下物の縁が接触する箇所の応力三軸度は負になり，その裏面側では応力三軸度が約 0.6 となった．このとき，落下物の形状を問わず，供試体に生じる応力三軸度は同程度であった．落下衝突試験では角管落下物と円柱落下物の周長が等しい場合に SS400 平板の限界板厚が同程度となったが，応力三軸度が落下物の形状に依存せず，供試体の破断延性が等しくなったためと考えられる．

7・2 ひずみ速度依存性に関する考察

再現解析では落下物と鋼板に対して，材料強度のひずみ速度依存性を考慮していない．このとき，角管飛来物の衝突に対して，落下物と鋼板でひずみ速度はいずれも $10^2[1/s]$ のオーダーで同程度となる．ひずみ速度依存性を考慮する場合と考慮しない場合で落下物と鋼板の相対的な強度比は大きく変わらないため，解析結果の貫通／不貫通の結果への影響は小さく，ひずみ速度依存性を考慮しないモデルでも落下衝突試験の結果を再現できたと考えられる．

7・3 衝突速度に関する考察

落下衝突試験では試験設備の制約から運動エネルギーを一致させた落下物を鋼板に衝突させた．そのため，落下衝突試験の結果を再現できた解析モデルを用いて竜巻影響評価ガイドで例示されている質量 135 kg, 51 m/s の条件でケース 2 及びケース 3 の解析を実施し，貫通／不貫通を確認した．衝突から 20 ms 後の変形および相当塑性ひずみ分布を図 15 に示す．その結果，ケース 2 では不貫通，ケース 3 では貫通となり落下衝突試験と同様の結果となり，エネルギーを一致させた落下衝突試験の妥当性を確認できた．

Table 10 Summary of numerical simulation.

Case No.	Projectile Shape	Target steel plate		Results of numerical simulation	Results of experiment
		Material	Target thickness [mm] (Nominal)		
2	Square pipe	SS400	9	Not Perforated	Not Perforated
3			6	Perforated	Perforated
11	Cylinder $\phi 311$	SS400	9	Not Perforated	Not Perforated
12			6	Perforated	Perforated

(a) Case No. 2, not perforated.

(b) Case No. 3, perforated.

(c) Case No. 11, not perforated.

(d) Case No. 12, perforated.

Fig.13 Effective plastic strain contours of the target plates after 0.02 seconds from impact. The perforation holes have same shape to the cross section of projectiles.

(a) Case No.2. (Left: Impact face, Right: Rear face)

(b) Case No.11. (Left: Impact face, Right: Rear face)

Fig.14 Stress-triaxiality contours of the target plates after 0.005 seconds from impact. The stress-triaxiality was around 0.6 on the rear face of the plate. The stress-triaxiality of the plate does not depend on the projectile shape.

(a) Case No. 2, not perforated

(b) Case No. 3, perforated.

Fig.15 Effective plastic strain contours of the target plates after 0.02 seconds from impact. Perforated / Not Perforated brought the same result as experiments.

8. 結 言

竜巻飛来物の角管に対する SS400 平板および SUS304 平板の限界板厚を求めるため、竜巻飛来物の衝突を模擬した落下衝突試験を実施した。試験結果より、SS400 平板の限界板厚は 9 mm、SUS304 平板の限界板厚は 6 mm と求められた。

また、角管の落下衝突試験の結果と円柱の落下衝突試験の結果を比較し、貫通評価式の BRL 式を角管飛来物の衝突・貫通に適用する場合、式中の等価直径は、角管と周長が等しい円柱の直径を用いることが妥当であることを明らかにした。また、BRL 式において、SS400 の鋼材係数 K を 1 とすることで試験結果と一致した。

竜巻飛来物の貫通を数値解析でモデル化する場合、鋼材の熱軟化の影響と多軸応力による延性低下の影響を考慮した材料モデルを使用することで落下衝突試験結果の貫通／不貫通を再現できることを確認した。

文 献

- Bammann, D.J., Chiesa, M.L., Horstemeyer, M.F. and Weingarten, L.I., Failure in ductile materials using finite element methods, In: Jones, N., Wiertzbicki, T. (eds.) Structural Crashworthiness and failure (1993), pp.1-55, Elsevier Applied Science.
- Børvik, T., Langseth, M., Hopperstad, O.S. and Malo, K.A., Ballistic penetration of steel plates, International Journal of Impact Engineering, Vol.22 (1999), pp. 855-886.
- Børvik, T., Hopperstad, O.S., Berstad, T. and Langseth, M., A computational model of viscoplasticity and ductile damage for impact and penetration, European Journal of Mechanics - A/Solids Vol.20 (2001) pp.685-712.
- 千葉矩正, 志田茂, 大手敏, 吉沢弘泰, 飛来物体に対する鋼板の耐衝撃性 : 第 1 報, 鋼板の破損限界の板厚依存性, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.47, No.422 (1981), pp. 1101-1109.
- Hancock, J. W. and Mackenzie, A. C., On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol.24.2-3 (1976), pp.147-160.
- Holmen, J.K. , Hopperstad, O.S. and Børvik, T., Low-velocity impact on multi-layered dual-phase steel plates, International Journal of Impact Engineering, Vol.78 (2015), pp.161-177.
- Kennedy, R.P. , A review of procedures for the analysis and design of concrete structure to resist missile impact effects, Nuclear Engineering and Design, Vol.37 (1976), pp.183-203.
- Livermore Software Technology Corporation (LSTC), LS-DYNA Keyword user's manual volume II material models (2013), pp.449-456.
- 原子力規制委員会, 原子力発電所の竜巻影響評価ガイド (2013) 原規技発第 13061911 号.
- 大手敏, 吉沢弘泰, 千葉矩正, 志田茂, 飛来物体に対する鋼板の耐衝撃性(第 2 報)鋼板の破壊限界エネルギー評価式, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.47, No.424 (1981), pp.1373-1379.
- 大塚昭夫, 宮田隆司, 西村誠二, 木村雅保, 馬淵宗人, 低強度鋼における延性破壊の発生に及ぼす応力三軸度の影響, 材料, Vol.29, No.322 (1980), pp.717-723.
- Russell, C.R., Reactor safeguards, PERGAMON PRESS (1962).
- 坂本裕子, 白井孝治, 宇田川敏子, 近藤俊介, 竜巻飛来物を模擬した重錘の鋼板上への自由落下衝突試験による鋼板貫通評価手法の提案, 電力中央研究所研究報告, N15004 (2015).
- 島貫広志, 古谷仁志, 井上健裕, 萩原行人, 豊田政男, 鋼材の延性亀裂発生特性に及ぼす応力三軸度と歪速度の影響, 日本造船学会論文集, Vol.1999, No.186 (1999), pp.475-483.
- Sliter, G.E., Assessment of empirical concrete impact formulas, ASCE, Vol.106, No.ST5 (1980), pp.1023-1045.
- Sorensen, B. R., Kimsey, K.D., Silsby, G.F., Scheffler, D. R., Sherrick, T. M. and De Rosset, W.S., High velocity penetration of steel targets, International Journal of Impact Engineering, Vol.11.1 (1991), pp.107-119.
- 日本機械学会編, 機械工学便覧基礎編 (2007), p. α 2-27.

References

- Bammann, D.J., Chiesa, M.L., Horstemeyer, M.F. and Weingarten, L.I., Failure in ductile materials using finite element methods, In: Jones, N., Wiertzbicki, T. (eds.) *Structural Crashworthiness and failure* (1993), pp.1-55, Elsevier Applied Science.
- Børvik, T., Langseth, M., Hopperstad, O.S. and Malo, K.A., Ballistic penetration of steel plates, *International Journal of Impact Engineering*, Vol.22 (1999), pp. 855-886.
- Børvik, T., Hopperstad, O.S., Berstad, T. and Langseth, M., A computational model of viscoplasticity and ductile damage for impact and penetration, *European Journal of Mechanics - A/Solids* Vol.20 (2001) pp.685-712.
- Chiba, N., Shida, S., Ohte, S. and Yoshizawa, H., Impact strength of steel plates struck by projectiles : 1st report, Thickness dependence of the critical fracture energy of the plates, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.47, No.422 (1981), pp. 1101-1109 (in Japanese).
- Hancock, J. W. and Mackenzie, A. C., On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol.24.2-3 (1976), pp.147-160.
- Holmen, J.K. , Hopperstad, O.S. and Børvik, T., Low-velocity impact on multi-layered dual-phase steel plates, *International Journal of Impact Engineering*, Vol.78 (2015), pp.161-177.
- Kennedy, R.P. , A review of procedures for the analysis and design of concrete structure to resist missile impact effects, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.37 (1976), pp.183-203.
- Livermore Software Technology Corporation (LSTC), *LS-DYNA Keyword user's manual volume II material models* (2013), pp.449-456.
- Nuclear Regulation Authority, *Assessment guide for tornado effect on nuclear power plants* (2013), No.13061911 (in Japanese).
- Ohte, S., Yoshizawa, H., Chiba, N. and Shida, S., Impact strength of steel plates struck by projectiles : Critical Energy Formula for steel plate Fracture, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.47, No.424 (1981), pp.1373-1379 (in Japanese).
- Otsuka, A., Miyata, T., Nishimura, S., Kimura, M. and Mabuchi, M., Effect of stress triaxiality on ductile fracture initiation of low strength steels, *Journal of the Society of Materials Science*, Vol.29, No.322 (1980), pp.717-723 (in Japanese).
- Russell, C.R., *Reactor safeguards*, Pergamon Press (1962).
- Sakamoto, Y., Shirai, K., Udagawa, T. and Kondo, T. , Proposal of evaluation methodology to estimate penetration thickness of steel plate due to the tornado missile impact by free drop impact test of heavy weight with rectangular pipe nose shape, *Central Research Institute of Electric Power Industry Research Report*, N15004 (2015) (in Japanese).
- Shimanuki, H., Furuya, H., Inoue, T., Hagiwara, Y. and Toyoda, M., Effect of stress triaxiality and strain rate on ductile fracture initiation in steel, *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol.1999, No.186 (1999), pp.475-483 (in Japanese).
- Sliter, G.E., Assessment of empirical concrete impact formulas, *ASCE*, Vol.106, No.ST5 (1980), pp.1023-1045.
- Sorensen, B. R., Kimsey, K.D., Silsby, G.F., Scheffler, D. R., Sherrick, T. M. and De Rosset, W.S., High velocity penetration of steel targets, *International Journal of Impact Engineering*, Vol.11.1 (1991), pp107-119.
- The Japan Society of Mechanical Engineers ed., *JSME Mechanical Engineers' Handbook Fundamentals* (2007) , p. α 2-27. (in Japanese).