

伊方発電所 3 号炉
竜巻影響評価（竜巻防護対策の見直し）
補足説明資料

本資料は、「伊方発電所 3 号機の新規制基準適合性審査に関する事業者ヒアリング(289)」(平成26年 9 月12日)にて提出した資料のうち、「伊方発電所 3 号炉設置許可基準規則等への適合性について(設計基準対象施設) 資料－6 建屋、構築物等の構造健全性の確認」より、本日の審査会合における説明に関する箇所を抜粋した構成としている。

平成 2 6 年 9 月 2 5 日

四国電力株式会社

目 次

1. 概要	1
2. 評価対象施設	1
3. 設計竜巻荷重の設定	2
4. 竜巻防護施設を内包する施設の評価	4
5. 竜巻防護施設に波及的影響を及ぼし得る施設の評価	20
添付資料 1 風力係数の設定について	30
添付資料 2 設計飛来物が建屋に衝突した際の荷重について	36
添付資料 3 竜巻防護施設を内包する施設の構造健全性（構造骨組）の評価	96
添付資料 4 竜巻防護施設を内包する施設の構造健全性（屋根・外壁）の評価	108
添付資料 5 竜巻防護施設を内包する施設の構造健全性（屋根・外壁）の解析評価	124
添付資料 6 竜巻防護施設を内包する施設の構造健全性（柱）の解析評価	161
添付資料 7 使用済燃料ピットの健全性評価	174

※本日の審査会合における説明に関する箇所（燃料取扱棟建屋に関する構造健全性の確認及び使用済燃料ピットの構造健全性評価）は で囲っている。

1. 概要

設計荷重に対して、建屋、構築物等の構造健全性が維持されていることを確認する。

(1) 設計荷重によって建屋、構築物等に生じる変形・応力等の算定

建屋、構築物等の形状や特徴等を反映して設定した設計荷重によって評価対象施設に生じる変形や応力等を算定する。

(2) 構造健全性の確認

「(1) 設計荷重によって建屋、構築物等に生じる変形・応力等の算定」で算定した変形・応力等に基づき、評価対象施設が以下の構造健全性評価基準を満足していることを確認する。

a. 竜巻防護施設を内包する施設

評価対象施設が設計竜巻荷重により倒壊しないこと、及び施設の各部位が損壊しないこと、または、竜巻防護施設の安全機能の維持に影響を与えないことを確認する。

b. 竜巻防護施設に波及的影響を及ぼし得る施設

評価対象施設が設計竜巻荷重により倒壊しないことを確認する。

2. 評価対象施設

(1) 竜巻防護施設を内包する施設

- ①原子炉建屋（外周コンクリート壁、原子炉周辺建屋、燃料取扱棟）
- ②原子炉補助建屋
- ③非常用ディーゼル発電機燃料油貯油槽基礎
- ④海水ポンプエリア防護壁、海水ポンプエリア水密扉

(2) 竜巻防護施設に波及的影響を及ぼし得る施設

- ①タービン建屋
- ②一次系ボンベ庫
- ③3号事務所
- ④2-固体廃棄物貯蔵庫
- ⑤海水ピットクレーン

3. 設計竜巻荷重の設定

(1) 設計竜巻の特性値

設計竜巻の特性値を表3.1に示す。

表3.1 設計竜巻の特性値 ($V_D=100\text{m/s}$)

最大風速 $V_D(\text{m/s})$	移動速度 $V_T(\text{m/s})$	最大接線風速 $V_{Rm}(\text{m/s})$	最大接線風速 半径 $R_m(\text{m})$	最大気圧低下量 $\Delta P_{\max}(\text{hPa})$	最大気圧低下率 $(dp/dt)_{\max}$ (hPa/s)
100	15	85	30	89	45

(2) 設計竜巻による風圧力の設定

設計竜巻の最大風速(V_D)によって施設に作用する風圧力(W_w)は、ガイドに基づき「建築基準法施行令」、「日本建築学会 建築物荷重指針・同解説」及び建設省告示1454号に準拠して、下式により算定する。

ガスト影響係数(G)は $G=1.0$ 、風力係数(C)は施設の形状や風圧力が作用する部位(屋根、壁等)に応じて設定する。風力係数の設定について添付資料1に示す。

$$W_w = q \cdot G \cdot C \cdot A$$

q : 設計用速度圧

G : ガスト影響係数($=1.0$)

C : 風力係数

A : 施設の受圧面積

$$q = (1/2) \cdot \rho \cdot V_D^2$$

ρ : 空気密度

V_D : 設計竜巻の最大風速

なお、評価対象としている竜巻防護施設を内包する施設については、鉛直方向の風圧力に対して特に脆弱と考えられる底部等は存在しないことから、鉛直方向の最大風速等に基づいて算定した鉛直方向の風圧力の考慮は行わない。

(3) 設計竜巻による気圧差による圧力の設定

設計竜巻における気圧差によって生じる評価対象施設内外の気圧差による圧力を設定する。

$$W_p = \Delta P_{\max} \cdot A$$

$\Delta P_{\max}$: 最大気圧低下量

A : 施設の受圧面積

$$\Delta P_{\max} = \rho \cdot V_{Rm}^2$$

ρ : 空気密度

V_{Rm} : 設計竜巻の最大接線風速

(4) 設計飛来物の諸元

表3.2に設計飛来物の諸元を示す。鋼製パイプ及び鋼製材の最大水平速度、最大鉛直速度及び運動エネルギーは、衝撃荷重による影響を保守的に評価するため、ガイドに示されている竜巻の最大風速 $V_D=100\text{m/s}$ の場合と同じ値とする。

乗用車は伊方発電所の飛来物調査結果に基づき、質量を2,000kgと設定し設計飛来物の運動方程式等を用いて速度等を算出している。

表3.2に設計飛来物の諸元を示す。

表3.2 設計飛来物の諸元 ($V_D=100\text{m/s}$)

飛来物の種類	鋼鉄パイプ	鋼製材	乗用車
サイズ(m)	長さ×直径	長さ×幅×奥行き	長さ×幅×奥行き
	2×0.05	4.2×0.3×0.2	4.6×1.6×1.4
質量(kg)	8.4	135	2,000
最大水平速度(m/s)	49	57	47
最大鉛直速度(m/s)	33	38	32
衝撃荷重 $W_M^{※1}$	鋼製材に 包含される	3,300kN	2,280kN

※1：衝撃荷重の算出について添付資料2に示す。

※2：鋼製材の最大水平速度、最大鉛直速度は改正前のガイド記載の値。

(5) 設計竜巻荷重の組み合わせ

評価対象施設の評価に用いる設計竜巻荷重は、設計竜巻の風圧力による荷重(W_W)、気圧差による荷重(W_P)、及び設計飛来物による衝撃荷重(W_M)を組み合わせた複合荷重とし、以下の式により算定する。

$$W_{T1} = W_P$$

$$W_{T2} = W_W + 0.5 \cdot W_P + W_M$$

W_{T1} , W_{T2} ：設計竜巻による複合荷重

W_W ：設計竜巻の風圧力による荷重

W_P ：設計竜巻の気圧差による荷重

W_M ：設計飛来物による衝撃荷重

なお、評価対象施設には W_{T1} 及び W_{T2} の両荷重をそれぞれ作用させる。

4. 竜巻防護施設を内包する施設の評価

(1) 評価対象施設の概要

a. 建屋

評価対象施設である以下の建屋の概要を表4.1に、概略の平面図、断面図を図4.1、4.2に、地震応答解析モデル図を図4.3、4.4に示す。

①原子炉建屋（以下、「R／B」という。）

原子炉建屋は以下の建屋、構築物から構成される。

- ・外周コンクリート壁（以下、「O／S」という。）
- ・原子炉周辺建屋（以下、「RE／B」という。）
- ・燃料取扱棟（以下、「FH／B」という。）

②原子炉補助建屋（以下、「A／B」という。）

表 4.1 竜巻防護施設を内包する施設（建屋）の概要

建 屋 名	構造種別	主 要 仕 上
原子炉建屋 (R／B) 〔 8 階建 延 15,617m ² 〕	外周コンクリート壁 (O／S)	鉄筋 コンクリート造 ・ドーム部：鉄筋コンクリート ・円筒部：鉄筋コンクリート
	原子炉周辺建屋 (RE／B)	鉄筋 コンクリート造 ・屋根：鉄筋コンクリート＋ 防水押えコンクリート ・外壁：鉄筋コンクリート壁
	燃料取扱棟 (FH／B)	鉄骨造 ・屋根：鉄筋コンクリート＋ 防水押えコンクリート ・外壁：折板
原子炉補助建屋 (A／B) 〔 地下 2 階地上 8 階建 延 26,980m ² 〕	鉄筋 コンクリート造	・屋根：鉄筋コンクリート＋ 防水押えコンクリート ・外壁：鉄筋コンクリート壁

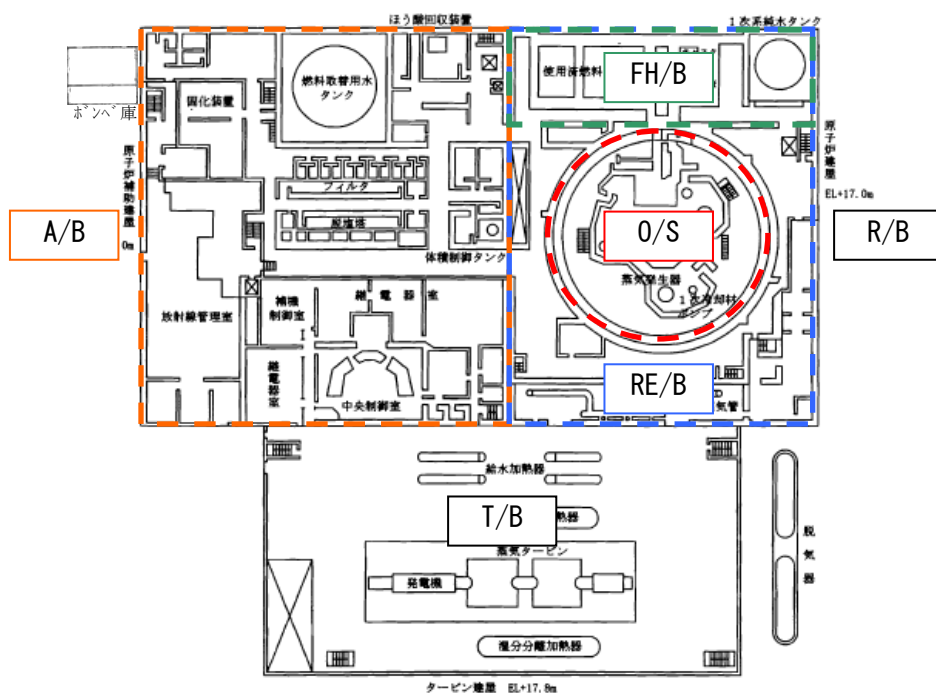
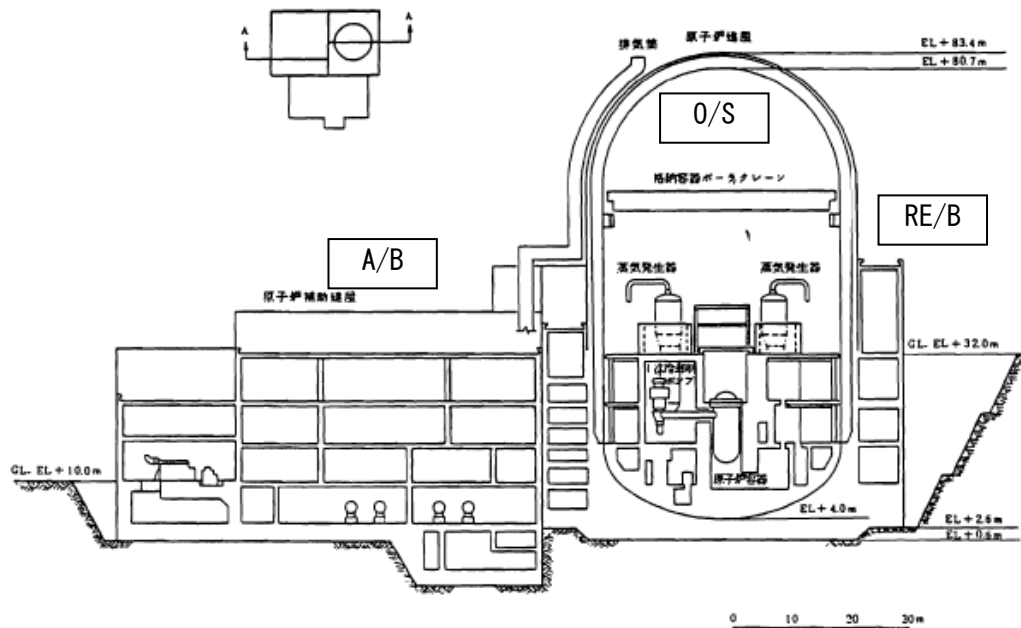
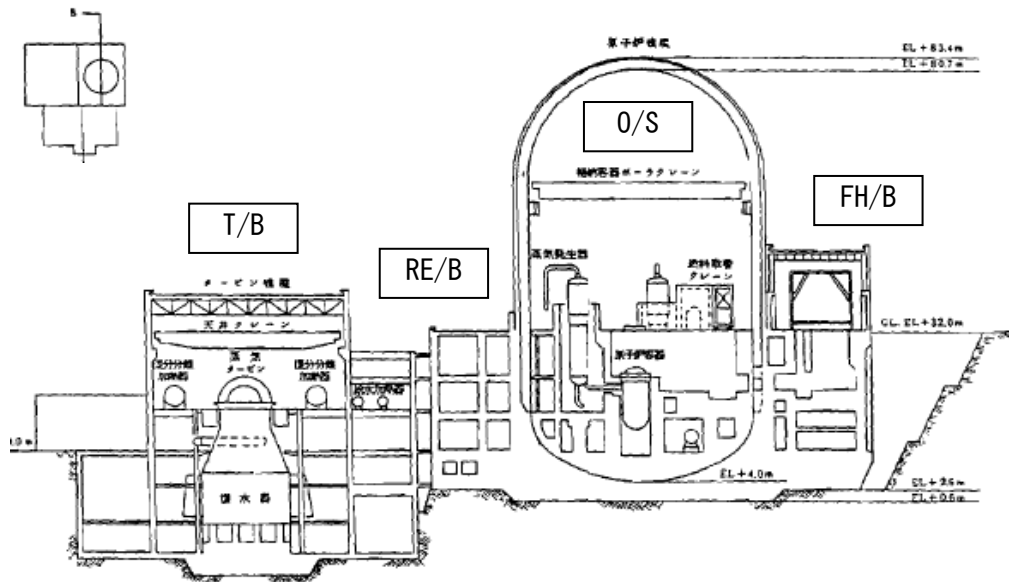


図4.1 R／B、A／Bの概略平面図



東西方向



南北方向

図4.2 R/B、A/Bの概略断面図

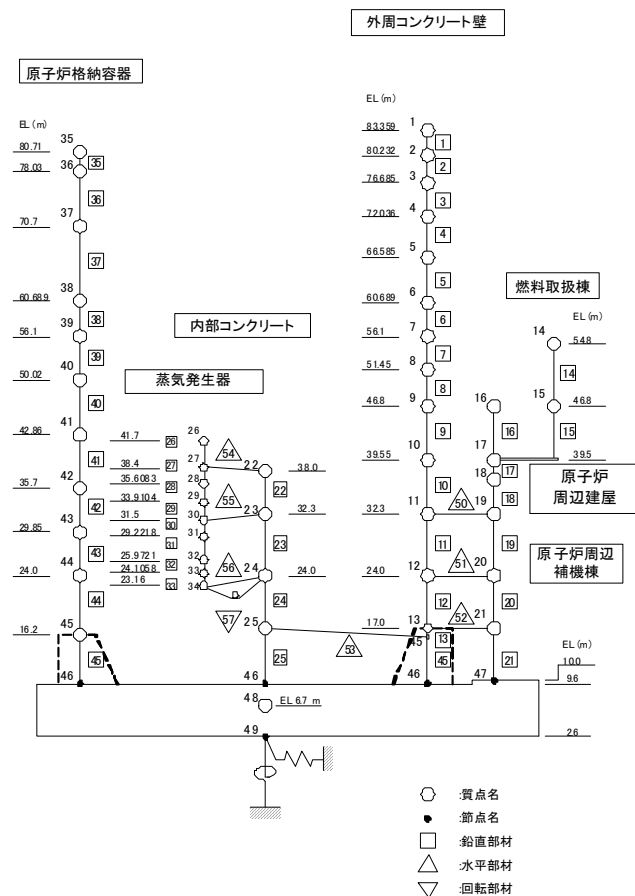


図 4.3 R／Bの地震応答解析モデル図

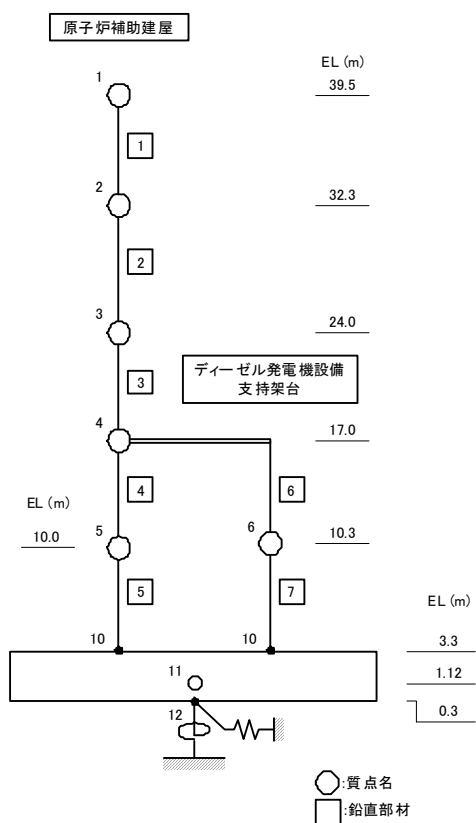


図 4.4 A／Bの地震応答解析モデル図

ｂ．構築物等

評価対象施設である以下の構築物等の概要を表 4.2 に、概略図を図 4.5、4.6 に示す。

①非常用ディーゼル発電機燃料油貯油槽基礎

②海水ポンプエリア防護壁、海水ポンプエリア水密扉、海水ポンプエリア水密ハッチ

表 4.2 竜巻防護施設を内包する施設（構築物等）の概要

施設名（構築物等）		主要部材	材質
D／G 燃料油貯油槽基礎		鉄筋コンクリート	S D 3 4 5（鉄筋）
海水ポンプ エリア	海水ポンプエリア 防護壁	鉄筋コンクリート	S D 3 5（鉄筋）
	海水ポンプエリア 水密扉	カバープレート、 扉体、支圧材、 ヒンジ金物	S U S 3 0 4
	海水ポンプエリア 水密ハッチ	蓋、取付金物、 ボルト	S U S 3 0 4



図 4.5 非常用ディーゼル発電機燃料油貯油槽基礎（概略図）



図 4.6 海水ポンプエリア概略図

(2) 評価方法、評価基準

a. 構造骨組の評価

複合荷重 $W_{T1}(W_P)$ 及び $W_{T2}(W_W+0.5W_P+W_M)$ により生じる層せん断力を、地震応答解析モデルにおける部材毎に算出し評価基準を下回ることを確認する。

評価基準は、建屋が倒壊しないことに加え、竜巻防護施設の支持機能の維持を目標に、建物の倒壊・崩壊時に抵抗できる最大の力である終局せん断耐力に、支持機能についても検討した上で工学的に設定された安全余裕(1.5^{※1})を考慮した値(終局せん断耐力/1.5)とする。

※1：原子力発電所耐震設計技術指針(JEAG4601-1987)に示されている、鉄筋コンクリート造耐震壁の終局せん断耐力に対し必要な安全余裕度の目安値。なお、鉄骨造部分についても、同様の考え方で評価基準を設定する。

b. 部位の評価

竜巻防護施設を内包する施設を構成する屋根、外壁及び開口部(扉類)について、設計竜巻による複合荷重により発生する応力等が評価基準を下回ることを確認する。

複合荷重 $W_{T1}(W_P)$ 、 $W_{T2}(W_W+0.5W_P+W_M)$ による評価のうち、 W_{T2} については、飛来物が衝突しない場合を考慮して $W_{T2}(W_W+0.5W_P)$ の評価を行うこととし、また、 $W_{T1}(W_P)$ より $W_{T2}(W_W+0.5W_P)$ が大きくなることから、以下の2ケースに区分して評価する。

- ① $W_{T2}(W_W+0.5W_P)$ による評価($W_{T1}(W_P)$ による評価を包含)
- ② $W_{T2}(W_W+0.5W_P+W_M)$ による評価

(a) 屋根

屋根の評価においては、鉄筋コンクリートスラブの厚さが最小となる部位を代表とする観点から、デッキプレートの有する部位としてF H/Bの屋根、デッキプレートの無い部位として塔屋の屋根を代表部位として評価する。

① $W_{T2}(W_W+0.5W_P)$ による評価

屋根を構成する部材に生じる応力が、評価基準を下回ることを確認する。
評価基準は、屋根を損壊させないことを目標に屋根を構成している部材の終局強度同等以下とする。

② $W_{T2}(W_W+0.5W_P+W_M)$ による評価

設計飛来物の衝突に伴い、裏面剥離または設計飛来物の貫通が生じないことを解析評価等により確認する。

(b) 外壁

外壁の評価においては、鉄筋コンクリート壁の厚さが最小となる部位を代表とする観点から、塔屋の外壁およびF H/Bの外壁(EL32.3m~EL39.5m)を代表部位として評価する。

また、F H/Bの外壁(EL39.5m~EL54.8m)については、鋼製の折板壁であること、

海水ポンプエリア防護壁については、屋外の独立壁であることから別途評価する。

① $W_{T2}(W_W + 0.5W_P)$ による評価

外壁を構成する部材に生じる応力が、評価基準を下回ることを確認する。評価基準は、外壁を損壊させないことを目標に外壁を構成している部材の終局強度同等以下とする。

② $W_{T2}(W_W + 0.5W_P + W_M)$ による評価

設計飛来物の衝突に伴い、裏面剥離または設計飛来物の貫通が生じないことを解析評価等により確認する。

(c) 開口部（扉類）

① $W_{T2}(W_W + 0.5W_P)$ による評価

開口部に設置された扉類に生じる応力が、評価基準を下回ることを確認する。評価基準は、扉類を開放または破損させないことを目標に、扉類を構成する各部材の終局強度同等以下とする。

開放または破損する扉類がある場合には、竜巻防護施設の安全機能に影響を及ぼさないことを確認する。

② $W_{T2}(W_W + 0.5W_P + W_M)$ による評価

設計飛来物が貫通した場合に竜巻防護施設の安全機能に影響を及ぼし得る扉類を抽出し、設計飛来物の貫通が生じないことを解析評価等により確認する。

竜巻防護施設を内包する施設の構造健全性確認フロー及び評価対象施設と複合荷重の選定について図4.7、表4.3に示す。

○竜巻防護施設を内包する施設

・建屋

原子炉建屋（R／B）

原子炉補助建屋（A／B）

・構築物等

非常用ディーゼル発電機燃料油貯油槽基礎

海水ポンプエリア防護壁、海水ポンプエリア水密扉

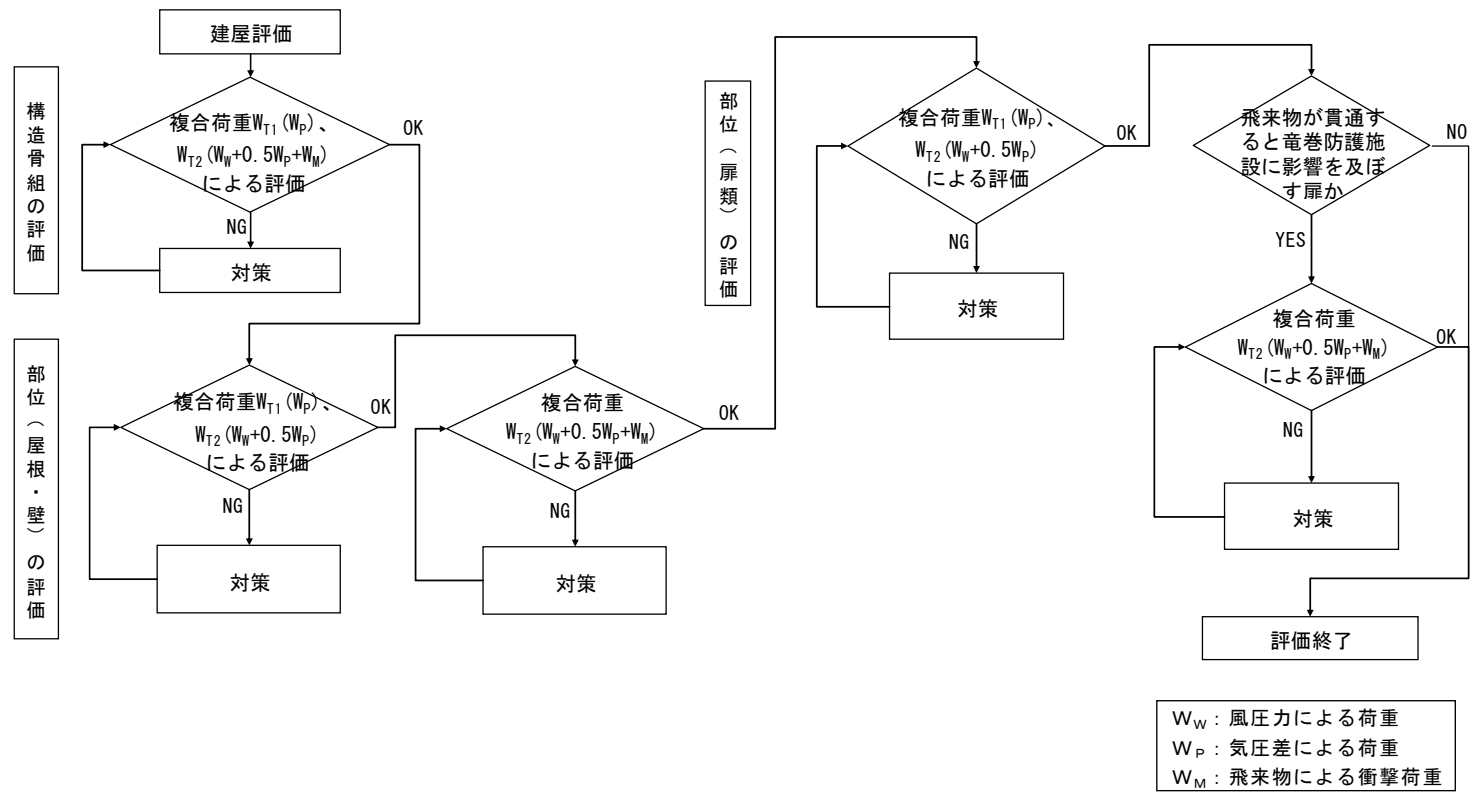


図4.7 建物・構築物等の構造健全性の確認フロー

表4.3 評価対象施設と複合荷重の選定

分類	評価対象施設			複合荷重の選定			評価基準	備 考	
				W _{T1}	W _{T2}				
				W _P	W _W +0.5W _P	W _W +0.5W _P +W _M			
構造骨組の評価	原子炉建屋 (R/B)	外周コンクリート壁 (O/S)		○	—	○	・終局層せん断力/1.5	◇評 価 「閉じた施設」として保守的に評価を行う。 (設計飛来物による部位の損壊有無を無視してW _P を考慮) ◇評価基準 建屋が倒壊しないことに加え、竜巻防護施設の支持機能維持のため、 建屋の倒壊に抵抗できる最大の力である終局層せん断力に、 安全余裕1.5 (JEAG4601-1987) を考慮。	
		原子炉周辺建屋 (RE/B)		○	—	○			
		燃料取扱棟 (FH/B)		○	—	○			
	原子炉補助建屋 (A/B)			○	—	○			
部位（屋根・壁）の評価	原子炉建屋 (R/B)	外周コンクリート壁 (O/S)		屋根	○	○	○	・終局強度同等以下 ・設計飛来物の衝突に伴う裏面剥離・貫通が生じない	◇評 価 ・設計飛来物による他部位の損壊有無を無視してW _P を考慮。 ・W _W 算定時の風力係数は保守的に設定し評価を行う。 ・部位の構造、種別、断面厚等の仕様に基づき選定した代表部位について評価を行う。 ・設計飛来物の衝突に伴う裏面剥離・貫通については解析評価等により確認する。 ◇評価基準 ・部位の構成部材が損壊しないことを確認するため、部位の終局強度と同等以下の値とする。
				壁	○	○	○		
		原子炉周辺建屋 (RE/B)	一般部	屋根	○	○	○		
				壁	○	○	○		
			塔屋部	屋根	○	○	○		
				壁	○	○	○		
		燃料取扱棟 (FH/B)		屋根※1	○	○	○		
				折板壁	○	○	○		
				腰壁※1	○	○	○		
	原子炉補助建屋 (A/B)	一般部	屋根	○	○	○			
			壁	○	○	○			
		塔屋部	屋根※1	○	○	○			
			壁※1	○	○	○			
非常用ディーゼル発電機燃料油貯油槽基礎			基礎	—※2	—※2	○			
海水ポンプエリア防護壁			壁	—※3	○	○			
部位（扉類）の評価	原子炉建屋 (R/B) 原子炉補助建屋 (A/B) 海水ポンプエリア水密扉 海水ポンプエリア水密ハッチ			扉類	○	○	○	・終局強度同等以下 ・設計飛来物の衝突に伴う貫通が生じない	◇全ての扉類 ・WP、WW+0.5WPに対し、扉類が開放または破損しないことを確認するため、構成部材の終局強度と同等以下の値を評価基準とする。 ・開放または破損する恐れのある場合には、竜巻防護施設の安全機能に影響を及ぼさないことを確認する。 ◇設計飛来物の貫通により竜巻防護施設の安全機能に影響を及ぼし得る扉類 ・WW+0.5WP+WMに対し、設計飛来物の衝突に伴う貫通が生じないことを解析評価等により確認する。 (水密ハッチは竜巻防護対策を行うため設計飛来物は考慮しな

○：評価に用いた複合荷重を示す。

※1：評価に用いた代表部位を示す。

※2：地中部に埋設されておりW_W、W_Pは受けない。

※3：開口されているため、W_Pは受けない。

(3) 評価結果

a. 構造骨組の評価

複合荷重 W_{T1} 、 W_{T2} により生じる層せん断力を地震応答解析モデルにおける部材ごとに算出し、各建屋ともに評価基準以下であることを確認した。

表4.4にO/S、表4.5にRE/B、FH/B、表4.6にA/Bの評価結果を示す。なお、複合荷重の算定等について添付資料3に示す。

表4.4 O/S 評価結果

方向	E. L. (m)	部材 番号	荷重 ケース※1	設計竜巻荷重 (kN)	評価基準値 (kN)	裕度
EW方向 NS方向	83.359	1, 2	W_{T2}	13,839	242,747	17.5
	76.585	3~5				
	60.689	6				
	56.100	7				
	51.450	8	W_{T2}	15,892	289,361	18.2
	46.800	9	W_{T2}	17,945	298,056	16.6
	39.550	10	W_{T2}	21,118	314,597	14.8
	36.800		W_{T2}	22,332	312,439	13.9

※1： W_{T1} 及び W_{T2} を算出し、荷重の大きい W_{T2} にて評価を行った。

表4.5 RE/B、FH/B 評価結果

方向	E. L. (m)	部材 番号	荷重 ケース※ ¹	設計竜巻荷重 (kN)	評価基準値 (kN)	裕度
EW方向	■ F H／B					
	54.8	14	W _{T2}	5,359	56,486	10.5
	46.8					
	39.5	15	W _{T2}	7,155	78,257	10.9
	■ R E／B					
	46.8	16	W _{T2}	7,992	55,047	6.8
	39.5					
	39.5	17	W _{T2}	14,771	129,970	8.7
	36.8					
	32.3	18	W _{T2}	19,713	180,834	9.1
	24.0					
	17.0	19	W _{T2}	27,819	545,249	19.5
	10.0					
	20	W _{T2}	34,895	690,845	19.7	
	21					W _{T2}
	■ F H／B					
NS方向	54.8	14	W _{T2}	7,243	20,070	2.7
	46.8					
	39.5	15	W _{T2}	11,942	28,504	2.3
	■ R E／B					
	46.8	16	W _{T2}	5,707	64,070	11.2
	39.5					
	39.5	17	W _{T2}	18,777	94,732	5.0
	36.8					
	32.3	18	W _{T2}	21,434	136,377	6.3
	24.0					
	17.0	19	W _{T2}	27,995	461,057	16.4
	10.0					
	20	W _{T2}	33,541	649,723	19.3	
	21					W _{T2}

※ 1 : W_{T1} 及び W_{T2} を算出し、荷重の大きい W_{T2} にて評価を行った。

表4.6 A／B 評価結果

方向	E. L. (m)	部材 番号	荷重 ケース※1	設計竜巻荷重 (kN)	評価基準値 (kN)	裕度
EW方向	39.5	1	W_{T2}	11,061	336,106	30.3
	32.3					
	24.0	2	W_{T2}	19,606	801,530	40.8
		3	W_{T2}	26,198	1,202,295	45.8
	17.0	4	W_{T2}	32,790	1,284,017	39.1
	10.0					
NS方向	39.5	1	W_{T2}	12,811	248,696	19.4
	32.3					
	24.0	2	W_{T2}	20,358	764,918	37.5
		3	W_{T2}	26,479	1,029,698	38.8
	17.0	4	W_{T2}	32,600	1,174,836	36.0
	10.0					

※1 : W_{T1} 及び W_{T2} を算出し、荷重の大きい W_{T2} にて評価を行った。

b. 部位の評価

(a) 屋根

① $W_{T2}(W_w + 0.5W_p)$ による評価

屋根を構成する部材に生じる応力が評価基準以下であることを確認した。表 4.7 に評価結果を示す。なお、複合荷重の算定等について添付資料 4 に示す。

表 4.7 屋根スラブの評価結果

		発生値	評価基準	裕度
FH/B※	曲げモーメント	1.29 (kNm)		
	せん断力	3.62 (kN)		
塔屋	曲げモーメント	スラブ厚さはFH/B屋根の1.5倍以上あり十分な裕度有		
	せん断力			

※：FH/B屋根については、デッキプレートを考慮していない。

② $W_{T2}(W_w + 0.5W_p + W_M)$ による評価

裏面剥離または設計飛来物の貫通が生じないことを確認した。(添付資料5)

(b) 外壁

【鉄筋コンクリート壁】

① $W_{T2}(W_w + 0.5W_p)$ による評価

外壁を構成する部材に生じる応力が評価基準以下であることを確認した。表4.8に評価結果を示す。なお、複合荷重の算定等について添付資料4に示す。

表4.8 鉄筋コンクリート壁の評価結果

		発生値	評価基準	裕度
FH/B	曲げモーメント	壁厚さは塔屋の1.5倍あり十分な裕度有		
	せん断力			
塔屋部	曲げモーメント	41.4 (kNm)		
	せん断力	29.6 (kN)		
海水ポンプ エリア 防護壁	曲げモーメント	99.0 (kNm)		
	せん断力	38.1 (kN)		

② $W_{T2}(W_w + 0.5W_p + W_M)$ による評価

裏面剥離または設計飛来物の貫通が生じないことを確認した。(添付資料5)

【折板壁 (FH/B)】

① $W_{T2}(W_w + 0.5W_p)$ による評価

折板壁を構成する部材に生じる応力が評価基準以下であることを確認した。表4.9～4.11に折板壁を構成する折板、胴縁、間柱の評価結果を示す。なお、複合荷重の算定等について添付資料4に示す。

表4.9 折板の評価結果

	発生値 (N/mm ²)	評価基準 (N/mm ²)	裕度
曲げ応力度	112.5		

表4.10 胴縁の評価結果

	発生値 (N/mm ²)	評価基準 (N/mm ²)	裕度
曲げ応力度	187.9		
せん断応力度	17.2		

表4.11 間柱の評価結果

	発生値 (N/mm ²)	評価基準 (N/mm ²)	裕度
曲げ応力度	185.8		
せん断応力度	42.8		

② $W_{T2}(W_w + 0.5W_p + W_m)$ による評価

折板は厚さ $\text{ }_{\text{ }}^{\text{ }}_{\text{ }}$ の鋼板であり、設計飛来物が貫通して竜巻防護施設（使用済燃料ピット）に侵入し竜巻防護施設の安全機能に影響を及ぼす可能性があることから、使用済燃料ピットへの影響評価を実施する。（添付資料7）

なお、 FH/B の鉄骨架構については、折板壁を貫通した設計飛来物が柱に衝突した場合の影響について確認した。（添付資料6）

屋根・外壁の評価結果を整理して、表4.12～4.13に示す。

表4.12 建屋（外壁／屋根スラブ）の評価結果

建屋		外壁／屋根スラブ		評価結果		備 考
		位置 EL. (m)	厚さ※ ¹ (c m)	$W_{T2}(W_W + 0.5W_P)$ [$W_{T1}(W_P)$]	W_{T2} ($W_W + 0.5W_P + W_M$)	
O/S		32.3～60.689 (シリンダー部)		○	○	
		60.689～83.359 (ドーム部)		○	○	鉄板型枠有 ┌ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ┐ └ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ┘
RE/B	一般部	17.0～20.4 (外壁)		○	○	
		46.8 (屋根)		○	○	デッキプレート有 ┌ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ┐ └ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ┘
	塔屋部	32.3～36.0 (外壁)		○	○	
		36.0 (屋根)		○	○	
FH/B		32.3～39.5 (外壁)※ ²		○	○	
		39.5～54.8 (折板壁)		○	※	
		54.8 (屋根)※ ²		○	○	デッキプレート有 ┌ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ┐ └ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ┘
A/B	一般部	24.0～32.3 (外壁)		○	○	
		32.3・39.5 (屋根)		○	○	デッキプレート有 ┌ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ┐ └ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ─ ┘
	塔屋部	24.0～29.9 32.3～35.8 (外壁)※ ²		○	○	
		29.9・35.8 (屋根)※ ²		○	○	

[凡例]○：評価基準を満たす

※：設計飛来物が貫通して竜巻防護施設（使用済燃料ピット）に侵入し竜巻防護施設の安全機能に影響を及ぼす可能性があることから、使用済燃料ピットへの影響評価を実施

※¹：外壁／屋根スラブの厚さは、各建屋における最小値を示す。

※²：評価に用いた代表部位を示す。

表4.13 構築物（外壁）の評価結果

構築物	厚さ (c m)	評価結果		備 考
		$W_{T2}(W_W + 0.5W_P)$ [$W_{T1}(W_P)$]	W_{T2} ($W_W + 0.5W_P + W_M$)	
非常用ディーゼル発電機 燃料油貯油槽基礎		—※	○	
海水ポンプエリア防護壁		○	○	

[凡例]○：評価基準を満たす

※：地中部に埋設されており W_W 、 W_P は受けない。

(c) 開口部（扉類）

① $W_{T2}(W_W + 0.5W_P)$ による評価

開放または破損する恐れのある扉類がある。内包設備および外部環境について評価した結果、影響を及ぼさないことを確認した。

なお、開放または破損した場合、設計飛来物が内包する竜巻防護施設に衝突する可能性がある扉については防護対策を実施することとする。

③ $W_{T2}(W_W + 0.5W_P + W_M)$ による評価

設計飛来物の貫通により竜巻防護施設の安全機能に影響を及ぼし得る扉類は計 24 箇所あり、表 4.14 に示すように 5 種類に分類される。

表 4.14 扉一覧表

種類	箇所数
スライディングドア	1
水密扉	4
ブローアウトパネル	5
点検扉	9
換気フード	5

ブローアウトパネル、点検扉及び換気フードの面板は厚さ 1.6mm～2.3mm 程度の鋼板であり、設計飛来物が貫通して竜巻防護施設に衝突し竜巻防護施設の安全機能に影響を及ぼす可能性があることから、防護対策を実施することとする。

スライディングドア及び水密扉については、解析評価により設計飛来物が貫通しないことを確認した。

5. 竜巻防護施設に波及的影響を及ぼし得る施設の評価

(1) 評価対象施設の概要

竜巻防護施設に波及的影響を及ぼし得る施設である以下の建屋・構築物の概要を表5.1に、概略の平面図、断面図を図5.1～5.5に示す。

- ①タービン建屋
- ②一次系ボンベ庫
- ③3号事務所
- ④2－固体廃棄物貯蔵庫
- ⑤海水ピットクレーン

表 5.1 竜巻防護施設に波及的影響を及ぼし得る施設の概要

建屋・構築物名	構造種別	主 要 仕 上 (仕 様)
タービン建屋 〔地下2階地上3階〕 延16,501m ²	鉄骨造	・屋根：鉄筋コンクリート ＋防水押えコンクリート ・外壁：鉄筋コンクリート壁
一次系ボンベ庫 〔平屋建〕 延157m ²	鉄筋コンクリート造	・屋根：金属板貼 ・外壁：鉄筋コンクリート壁
3号事務所 〔4階建〕 延3,492m ²	鉄筋コンクリート造	・屋根：鉄筋コンクリート ＋防水押えコンクリート ・外壁：鉄筋コンクリート
2－固体廃棄物貯蔵庫 〔地下1階1階建〕 延4,137m ²	鉄筋コンクリート造	・屋根：鉄筋コンクリート ＋防水押えコンクリート ・外壁：鉄筋コンクリート壁
海水ピットクレーン 〔海水ピット〕 ポンプ室エリア	橋形クレーン (鋼鉄製)	・主巻：16 t ・ホイスト：2.8 t

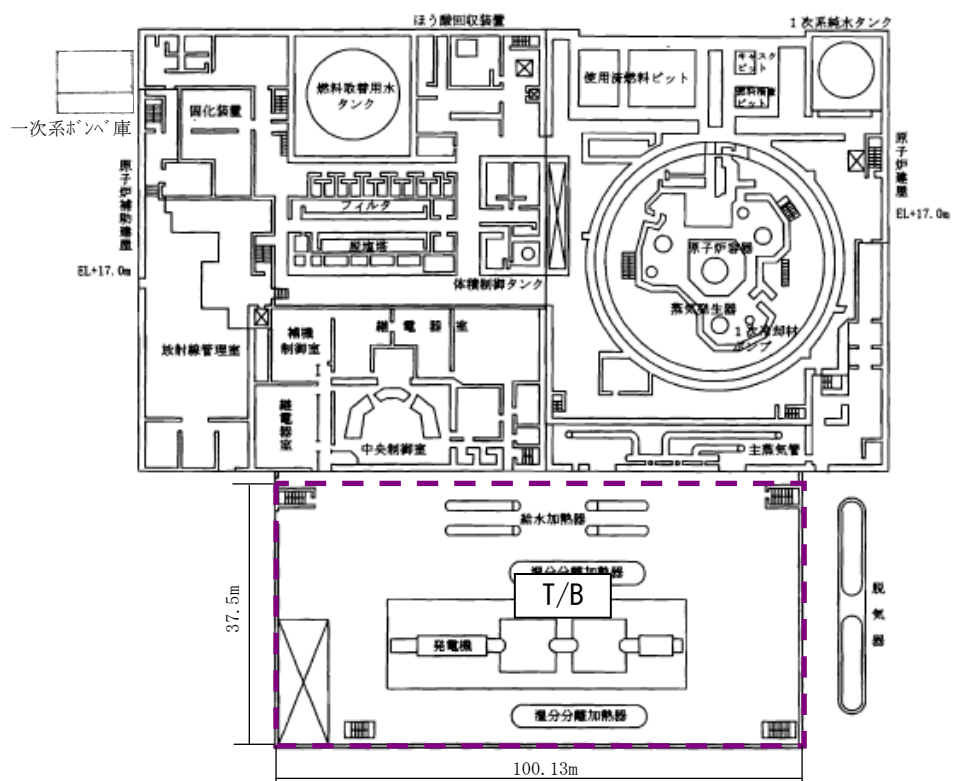


図 5.1 タービン建屋の概略平面図

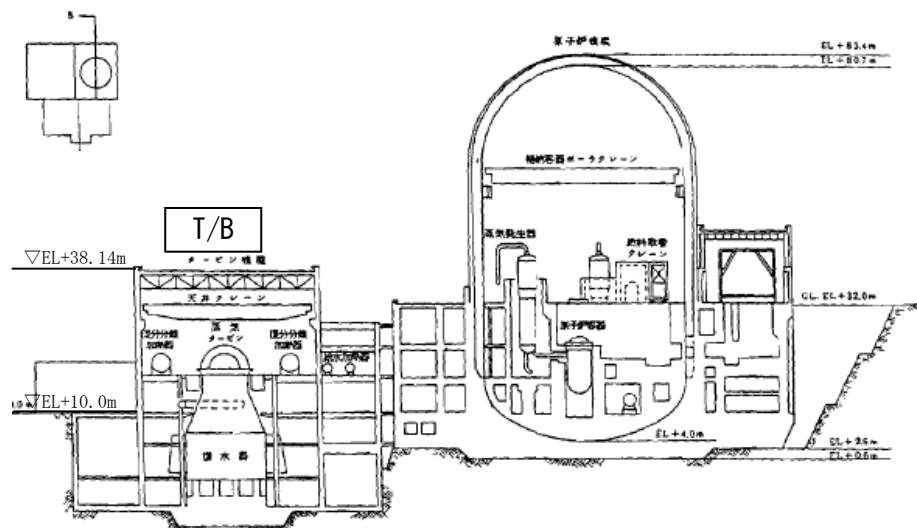


図 5.2 タービン建屋の概略断面図

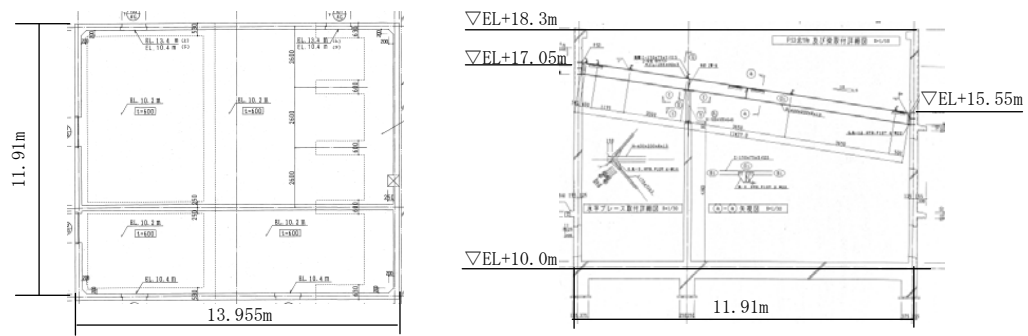


図 5.3 一次系ポンベ庫の概略平面・断面図

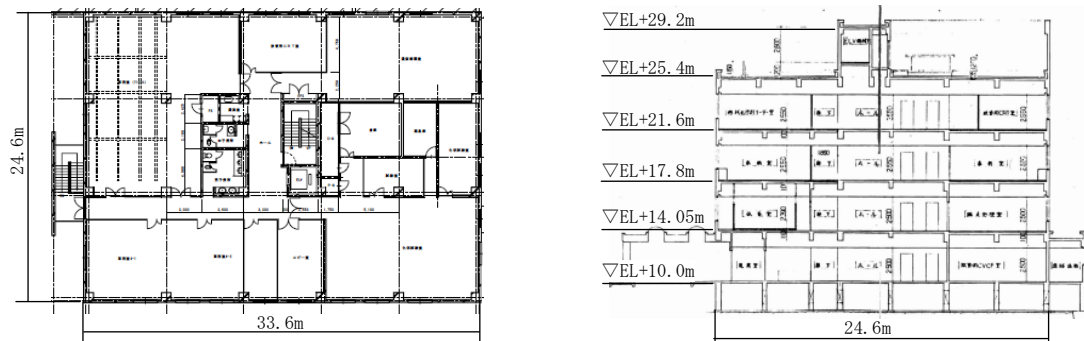


図 5.4 3号事務所の概略平面・断面図

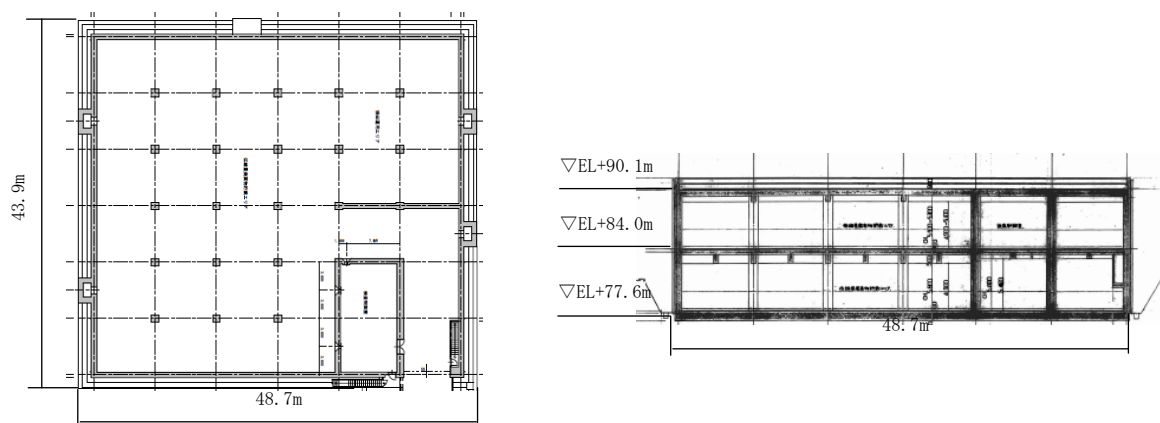


図 5.5 2-固体廃棄物貯蔵庫の概略平面・断面図

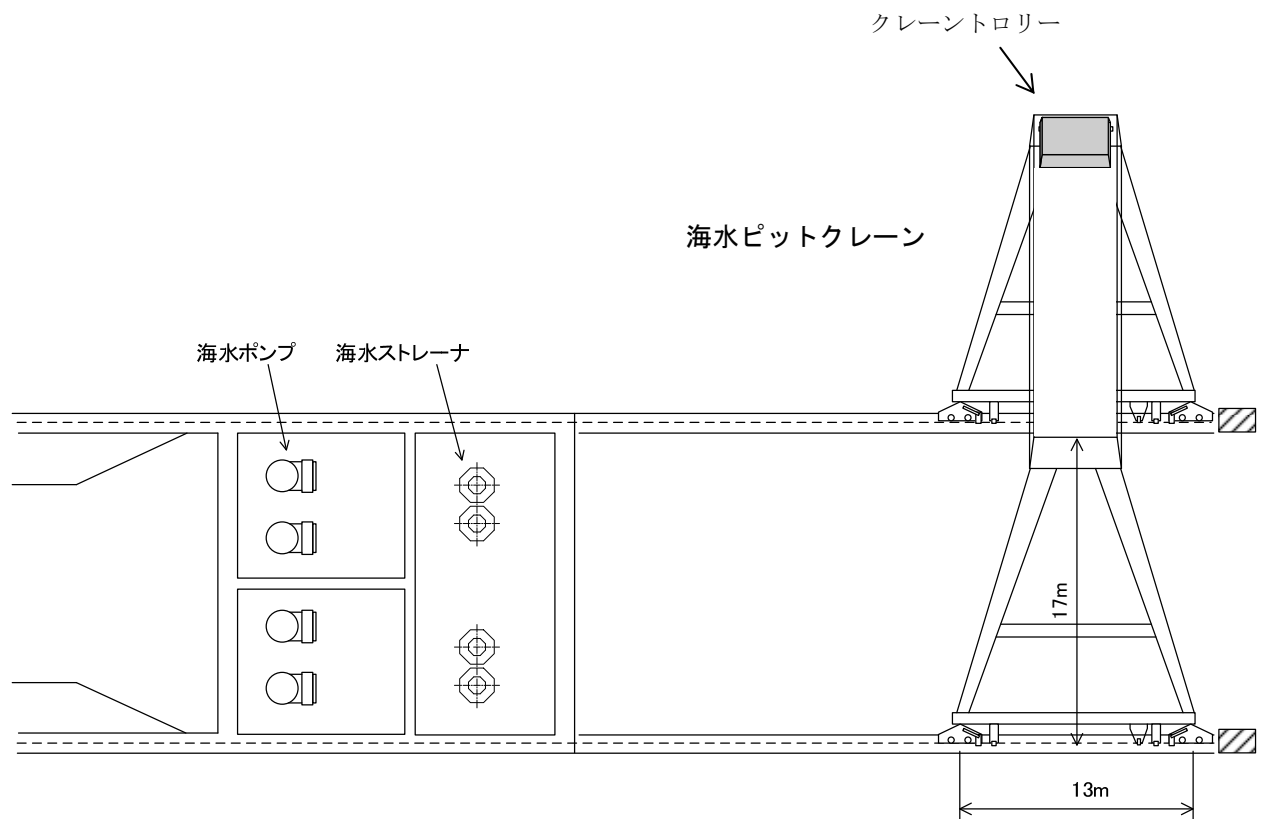


図 5.6 海水ピットクレーンの概略図

(2) 評価方法・評価基準

各建屋・構築物について、設計竜巻による複合荷重 W_{T1} (W_P) 及び W_{T2} ($W_W + 0.5W_P + W_M$) により生じる層せん断力が評価基準を下回ることを確認する。

評価基準は、建屋は、建屋の倒壊・崩壊時に抵抗できる最大の力である終局せん断耐力と同等以下となる保有水平耐力等を設定し、建物が倒壊しないことを確認する。

海水ピットクレーンは、設計竜巻による複合荷重 W_{T2} ($W_W + 0.5W_P + W_M$) により転倒することから、海水ピットポンプ室に設置している竜巻防護施設に影響を及ぼさないことを確認する。

竜巻防護施設に波及的影響を及ぼし得る施設の構造健全性確認フロー及び評価対象施設と複合荷重の選定について図5.7、表5.2に示す。

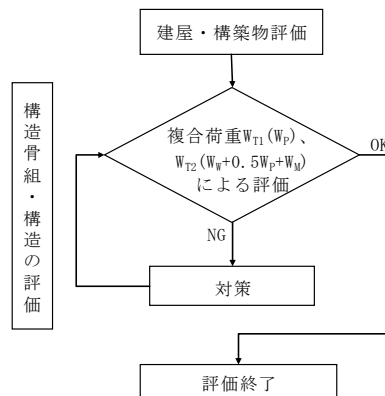


図5.7 構造健全性の確認フロー

表5.2 評価対象施設と複合荷重の選定

分類		評価対象設備	複合荷重の選定		評価基準	備 考
			W_{T1}	W_{T2}		
			W_P	$W_W + 0.5W_P + W_M$		
波 及 的 影 響 を 及 ぼ し 得 る 施 設	構造 骨 組 の 評 価	タービン建屋	○	○	保有水平耐力	◇評 価 「閉じた施設」として保守的に評価を行う。 (設計飛来物による部位の損壊有無を無視して W_P を考慮) ◇評価基準 建屋が倒壊しないことを確認するため、建屋の倒壊に抵抗できる最大の力である終局層せん断力と同等以下の値とする。
		一次系ポンベ庫	○	○	短期許容せん断応力度	
		3号事務所	○	○	保有水平耐力	
		2-固体廃棄物貯蔵庫	○	○	設計用地震力	
	構造 評 価	海水ピットクレーン	—	○	・竜巻防護施設に影響を及ぼさないこと	◇評 価 設計竜巻による複合荷重に対する評価を行う。 ◇評価基準 海水ピットクレーンが転倒して海水ピットポンプ室内に設置している竜巻防護施設に影響を及ぼさないこと

○：評価に用いた複合荷重を示す。

(3) 評価結果

【建屋評価結果】

設計竜巻による複合荷重 (W_{T1} 、 W_{T2}) により生じる層せん断力は、各建屋ともに評価基準以下であり、建物の倒壊による波及的影響がないことを確認した。複合荷重の算定等について、添付資料8に示す。

表 5.3 にタービン建屋、表 5.4 に一次系ポンベ庫、表 5.5 に 3 号事務所、表 5.6 に 2 - 固体廃棄物貯蔵庫の評価結果を示す。

また、タービン建屋内の重量機器は、タービン建屋にボルト等で固定されており、また重量が受圧面積に対して十分に大きいため飛散しない。その他の建屋内への飛来物については、飛来物により、壁等が損傷すると考えられるが、損傷は局所的であり、竜巻防護施設に影響を及ぼすような倒壊に至るようなことは考えられない。

表5.3 タービン建屋 評価結果

方向	E. L.	階	荷重 ケース※1	設計竜巻荷重 (kN)	評価基準 (kN)	裕度
EW方向	38.14	R2	W_{T2}	8,844	39,653	4.4
	33.56					
	29.30	R1	W_{T2}	9,725	54,786	5.6
	24.00					
	17.80	3	W_{T2}	10,668	74,101	6.9
	10.00	2	W_{T2}	11,611	99,981	8.6
		1	W_{T2}	18,909	118,673	6.2
NS方向	38.14	R2	W_{T2}	22,041	34,306	1.5
	33.56					
	29.30	R1	W_{T2}	22,602	40,040	1.7
	24.00					
	17.80	3	W_{T2}	26,147	45,133	1.7
	10.00	2	W_{T2}	30,144	98,417	3.2
		1	W_{T2}	44,276	114,668	2.5

※1： W_{T1} 及び W_{T2} を算出し、荷重の大きい W_{T2} にて評価を行った。

表5.4 一次系ボンベ庫 評価結果

方向	E. L.	階	荷重 ケース※1	設計竜巻荷重 (kN)	発生 せん断応力度 (N/mm ²)	評価基準 (N/mm ²)	裕度
EW方向	18.30	1	W_{T2}	4,609	0.49	1.13	2.3
	10.00						
NS方向	18.30	1	W_{T2}	4,869	0.92	1.13	1.2
	10.00						

※1： W_{T1} 及び W_{T2} を算出し、荷重の大きい W_{T2} にて評価を行った。

表5.5 3号事務所 評価結果

方向	E. L.	階	荷重 ケース※1	設計竜巻荷重 (kN)	評価基準 (kN)	裕度
EW方向	25.40	4	W_{T2}	6,327	12,087	1.9
	21.60					
	17.80	3	W_{T2}	7,858	19,880	2.5
		2	W_{T2}	9,390	25,767	2.7
	14.05	1	W_{T2}	11,039	31,002	2.8
	10.00					
NS方向	25.40	4	W_{T2}	5,345	13,415	2.5
	21.60					
	17.80	3	W_{T2}	6,522	22,064	3.3
		2	W_{T2}	7,699	28,597	3.7
	14.05	1	W_{T2}	8,876	34,408	3.8
	10.00					

※1： W_{T1} 及び W_{T2} を算出し、荷重の大きい W_{T2} にて評価を行った。

表5.6 2-固体廃棄物貯蔵庫 評価結果

方向	E. L.	階	荷重 ケース※1	設計竜巻荷重 (kN)	評価基準 (kN)	裕度
EW方向	90.40	1	W_{T2}	7,431	24,220	3.2
	84.30					
	77.60	B1	W_{T2}	10,962	54,689	4.9
NS方向	90.40	1	W_{T2}	7,856	24,220	3.0
	84.30					
	77.60	B1	W_{T2}	11,742	54,689	4.6

※1： W_{T1} 及び W_{T2} を算出し、荷重の大きい W_{T2} にて評価を行った。

【海水ピットクレーン評価結果】

海水ピットクレーンは、通常の係留位置は海水ピットポンプ室から約 21 m 離れている。海水ピットクレーン本体長さ（トロリー含む）が約 21 m である。

既存の転倒防止金具の効果を考慮せず、海水ピットクレーンの転倒評価を実施した場合、複合荷重より小さい、風圧力による荷重（ W_w ）のみで転倒する恐れがあり、海水ピットポンプ室に設置している竜巻防護施設に影響を及ぼす結果となった。

以上より、竜巻防護対策を実施する。

【海水ピットクレーンの設計諸元】

- ・ クレーン自重（ W ）：133.2[t]
- ・ トロリー重量（ W_T ）：9[t]
- ・ ブリッジ重量（ W_B ）：124.2[t]
- ・ トロリー重心高さ（ h_1 ）：18.465[m]
- ・ ガーダー重心高さ（ h_2 ）：16.15[m]
- ・ ブリッジ重心高さ（ h_3 ）：9[m]
- ・ L_2 ：ブリッジの幅の 1/2：6.5[m]

【風荷重： $V_D=100\text{m/s}$ 】

- ・ トロリーに作用する風荷重（ W_1 ）：5.3741[t]
- ・ ガーダーに作用する風荷重（ W_2 ）：36.388[t]
- ・ ブリッジに作用する風荷重（ W_3 ）：48.37667[t]

【転倒モーメント： M_t 】

- ・ $M_t = W_1 \times h_1 + W_2 \times h_2 + W_3 \times h_3 = 1122.289 \text{ (t} \cdot \text{m)}$

【安定モーメント： M_s 】

- ・ $M_s = W_T \times L_2 + W_B \times L_2 = 865.8 \text{ (t} \cdot \text{m)}$

《判定》

$M_t > M_s$ のため、竜巻の風荷重により転倒する可能性がある。

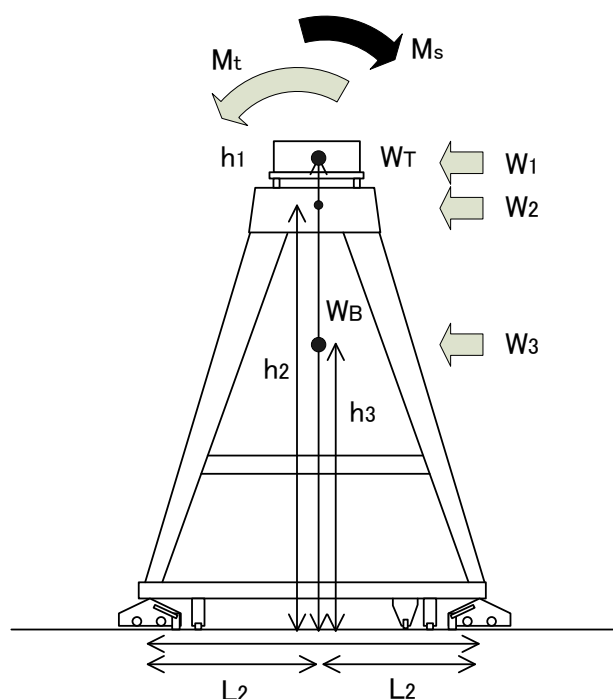


図 5.8 海水ピットクレーン 転倒可能性の評価結果

風力係数の設定について

風圧力の算定に用いる各パラメータについては、設計竜巻の水平方向の最大風速によって施設（屋根を含む）に作用する風圧力（ P_D ）は、ガイドに基づき、「建築基準法施行令」、「日本建築学会 建築物荷重指針・同解説」及び建設省告示第 1454 号に準拠して、下式により算定する。

$$P_D = q \cdot G \cdot C \cdot A$$

q : 設計用速度圧

G : ガスト影響係数

C : 風力係数

A : 施設の受圧面積

$$q = (1/2) \cdot \rho \cdot V_D^2$$

ρ : 空気密度

V_D : 設計竜巻の最大風速

風圧力の算定に用いる各パラメータを表 1 に示す。

表 1 風圧力の算定に用いる各パラメータ

項目		値	備 考
最大風速 V_D		100m/s	
空気密度 ρ		1.22kg/m ³	「日本建築学会 建築物荷重指針・同解説」による。
設計用速度圧 q		6,100N/m ²	$1/2 \times 1.22\text{kg/m}^3 \times (100\text{m/s})^2$
ガスト影響係数 G		1.0	「原子力発電所の竜巻影響評価ガイド」による。
風力係数 C	外周コンクリート壁	ドーム部	「日本建築学会 建築物荷重指針・同解説」により算定。
		シリンダ一部	「日本建築学会 建築物荷重指針・同解説」により算定。
	陸屋根の建屋	水平※1	風上 0.8 風下 0.4 「建設省告示第 1454 号」による。
		屋根	-1.0 「建設省告示第 1454 号」による。

※1 水平方向の風力係数の値は、建屋全体(構造骨組)の評価において採用する。各部材の評価における風圧力の算定においては、 $C=1.0$ とする。

1. 外周コンクリート壁の風力係数

外周コンクリート壁はドーム部と円形平面のシリンダー部で構成されており、解析モデルにおける各部材に対してそれぞれの算定方法により風力係数を算定する。

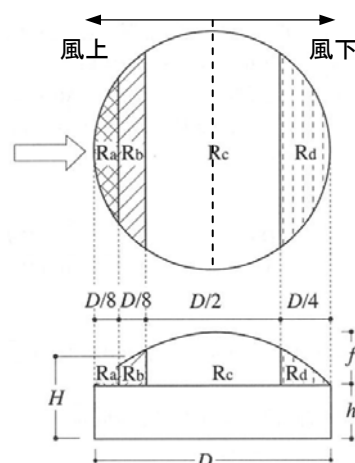
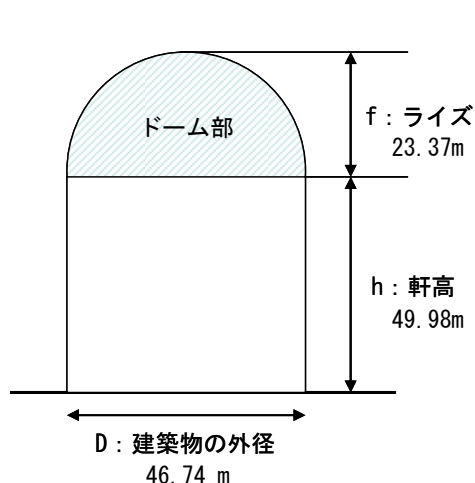
a. ドーム部の風力係数

ドーム部の風力係数は、「日本建築学会 建築物荷重指針・同解説 表 A6. 10」に基づき、下式により算定する。

$$C = C_{pe1} - C_{pe2}$$

C_{pe1} : 風上面の外圧係数

C_{pe2} : 風下面の外圧係数



・ 風上 Ra

$$f/D = 23.379/46.74 = 0.5$$

$$h/D = 49.98/46.74 = 1.07$$

$$(h = \text{EL. 59.98} - \text{EL. 10.0} = 49.98)$$

$$C_{pe} = +0.6$$

f/D	R_a 部 (正の係数)			R_c 部 (負の係数)		
	$h/D = 0$	$h/D = 0.25$	$h/D = 1$	$h/D = 0$	$h/D = 0.25$	$h/D = 1$
0			検討不要	-0.6	-1.4	-1.2
0.05	0.3	0	0	0	-1.0	-1.6
0.1	0.4	0	0	0	-0.6	-1.2
0.2	0.5	0	0	0	0	-0.4
0.5	0.7	0.6	0.6	0.6	検討不要	検討不要

(出展：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説 表 A6. 10)

・ 風上 Rb、中央部 Rc、風下 Rd

$$f/D = 0.5$$

$$h/D = 1.07$$

$$C_{pe} (R_b \text{ 部}) = -0.4、$$

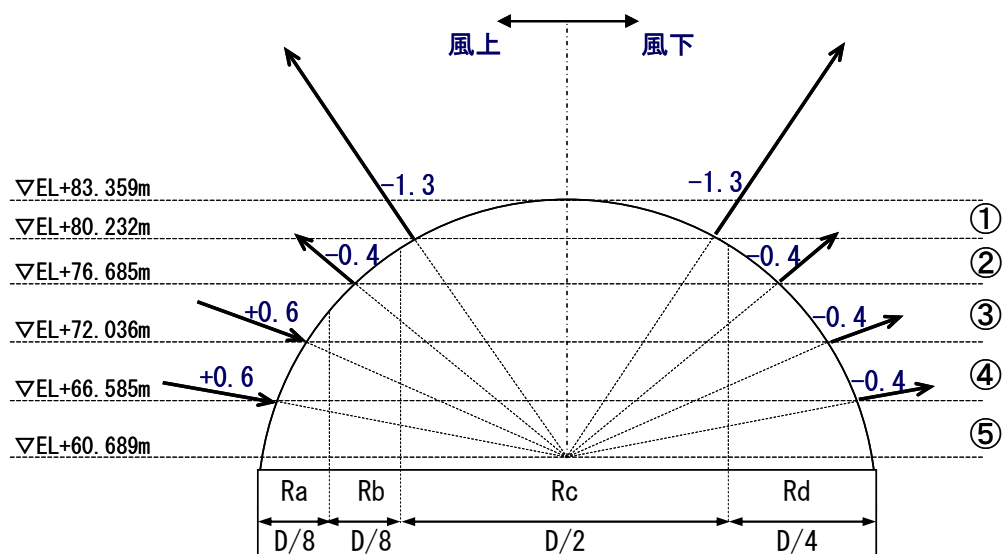
$$(R_c \text{ 部}) = -1.3、$$

$$(R_d \text{ 部}) = -0.4$$

f/D	R_b 部			R_c 部			R_d 部		
	$h/D = 0$	$h/D = 0.25$	$h/D = 1$	$h/D = 0$	$h/D = 0.25$	$h/D = 1$	$h/D = 0$	$h/D = 0.25$	$h/D = 1$
0	0	-0.8	-1.2	0	-0.1	-0.4	0	-0.1	-0.3
0.05	0	-0.4	-0.8	-0.2	-0.4	-0.4	-0.1	-0.3	-0.3
0.1	0	-0.4	-0.6	-0.4	-0.6	-0.6	-0.2	-0.4	-0.4
0.2	0	-0.4	-0.6	-0.6	-0.8	-1.0	-0.2	-0.4	-0.4
0.5	0	-0.3	-0.4	-1.1	-1.2	-1.3	-0.2	-0.4	-0.4

(出展：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説 表 A6. 10)

ドーム部の各部材における風力係数を図 1.1 に示す。



部材番号	風力係数C	算定式
1	0.0	$C = -1.3 - (-1.3) = 0.0$ (風上側と風下側で相殺)
2	0.0	$C = -0.4 - (-0.4) = 0.0$ (風上側と風下側で相殺)
3	1.0	$C = +0.6 - (-0.4) = 1.0$
4	1.0	同 上
5	1.0	同 上

図 1.1 ドーム部の風力係数

b. シリンダー部の風力係数

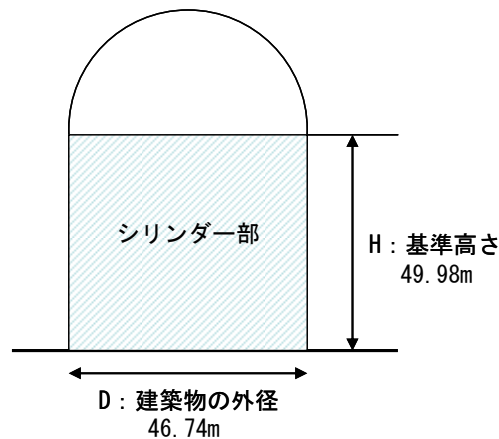
シリンダー部の風力係数は、「日本建築学会 建築物荷重指針・同解説 表 A6.12」に基づき、下式により求める。

$$C = 1.2 \times k_1 \times k_2 \times k_z$$

k_1 : アスペクト比の影響を表す係数

k_2 : 表面粗さの影響を表す係数

k_z : 高さ方向の分布係数



• k_1

$$H/D = 49.98/46.74 = 1.07$$

$$(H = \text{EL. 59.98m} - \text{EL. 10.0m} = 49.98\text{m})$$

$1 \leq H/D \leq 8$ より

$$k_1 = 0.6 \times (H/D)^{0.14} = 0.606$$

k_1	
$H/D < 1$	$1 \leq H/D \leq 8$
0.6	$0.6(H/D)^{0.14}$

• k_2

保守的な評価として、 $k_2 = 1.0$ とする。

k_2	
滑らかな表面 (金属, コンクリート表面, 平坦なカーテンウォール等)	0.75
粗な表面 (外径の 1% 程度の凹凸のあるカーテンウォール等)	0.9
非常に粗な表面 (外径の 5% 程度の凹凸)	1

(出展：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説 表 A6.12)

• k_z

設計竜巻の特性値の設定においては、「原子力発電所の竜巻影響評価ガイド」に基づき、ランキン渦モデルを仮定して設定しており、ランキン渦では、高さ方向によって風速及び気圧が変化しない平面的な流れ場を仮定していることから、高さ方向の分布係数である k_z は 1.0 とする。

以上から、シリンダー部の風力係数 C は、

$$C = 1.2 \times k_1 \times k_2 \times k_z$$

$$= 1.2 \times 0.606 \times 1.0 \times 1.0 = 0.727 \rightarrow C = 0.8$$

c. 外周コンクリート壁の風力係数

a. 及び b. より、外周コンクリート壁の各部材の風力係数を図 1.2 に示す。

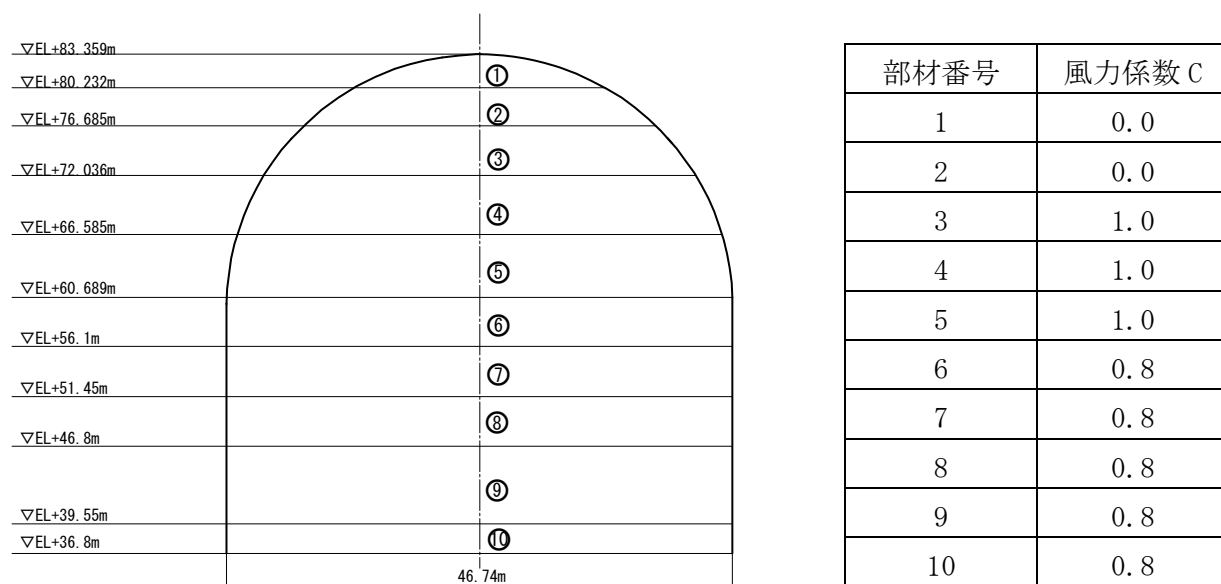


図 1.2 外周コンクリート壁の風力係数

2. 陸屋根の建屋における風力係数

陸屋根の建屋における風力係数は、建設省告示第 1454 号に準拠し、以下の式により設定する。

$$C = C_{pe}$$

C_{pe} : 外圧係数

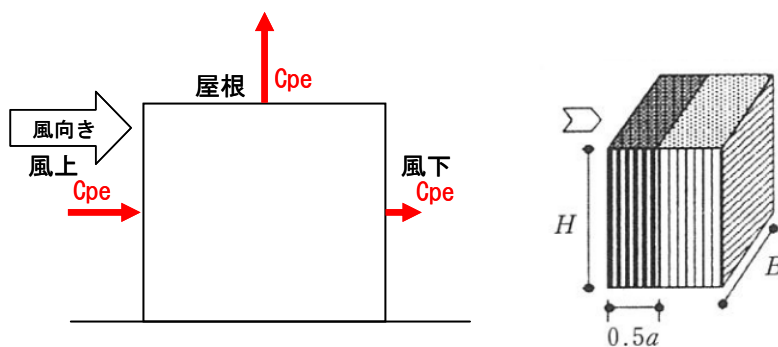


表 1 壁面の C_{pe}

部位	風上壁面	側壁面		風下壁面
		風上端部より $0.5a$ の領域	左に掲げる領域以外の領域	
C_{pe}	0.8kz	-0.7	-0.4	-0.4

表 2 陸屋根面の C_{pe}

部位	風上端部より $0.5a$ の領域	左に掲げる領域以外の領域
C_{pe}	-1.0	-0.5

(出展：建設省告示第 1454 号))

・ 水平方向（壁面）

上図より、水平方向の外圧係数は、風上は $C_{pe}=0.8$ ($kz=1.0$) とし、風下は $C_{pe}=-0.4$ とする。

パラペットは独立壁として評価し、 $C_{pe}=0.8-(-0.4)=1.2$ とする。

・ 屋根

屋根は保守的な評価として、全ての面において $C_{pe}=-1.0$ とする。

設計飛来物が建屋に衝突した際の荷重について

本資料では、建屋、構築物等の構造健全性の確認に用いる設計飛来物の「衝撃荷重」の算定結果を報告する。

衝撃荷重の算定においては、短時間の動的現象のシミュレーションに適し、大変形の非線形問題への適用で実績のある動的有限要素法の解析コード「LS-DYNA」を用いている。「参考 1」に LS-DYNA の概要を示す。

また、伊方発電所 3 号機の竜巻影響評価では、設計飛来物として「乗用車」を選定しており、衝撃荷重算定における衝突方向の影響について検討した結果を「参考 2」に示す。

なお、動的有限要素法の解析コード「LS-DYNA」は、竜巻による飛来物に対する防護対策の検討にも適用しており、本資料中に「別紙」として、解析評価に用いる各種条件、パラメータ等を整理している。

以降、動的有限要素法の解析コード「LS-DYNA」を用いた解析評価は、本資料中の「別紙」に示す条件に基づき、実施するものとする。

1. 設計飛来物

建屋が受ける衝撃荷重の算定を行う設計飛来物は、表 1.1 に示すように、鋼製材、乗用車、鋼製パイプの 3 種類である。

設計飛来物が建屋に衝突した場合の荷重の算定に当たっては、衝突エネルギーの大きな水平方向速度を用いる。

鋼製パイプの衝突による荷重評価は、そのエネルギーが非常に小さく、構造も鋼製材と類似と考えられることから、エネルギーが大きく上回る鋼製材の荷重評価で代表させることができる。

表 1.1 設計飛来物の諸元 ($V_D=100\text{m/s}$)

飛来物	飛来物形状 (mm)	重量 (kg)	最大水平速度 (m/s)	エネルギー (kJ)
鋼製材	長さ 4,200×幅 300×奥行 200×板厚 5	135	57	220
乗用車	長さ 4,600×幅 1,600×奥行 1,400	2,000	47	2,210
鋼製パイプ	長さ 2,000×直径 50×板厚 4	8.4	49	11

2. 衝突評価

(1) 解析条件

a. 材料物性値

解析に使用した材料物性を表 2.1～2.4 に示す。

表 2.1 コンクリートの物性値

密度 (ton/mm ³)	2.150E-09
せん断弾性係数 (MPa)	9,750
圧縮強度 (MPa)	26.5
引張強度 (MPa)	2.65
ヤング率 (MPa)	23,400
ポアソン比	0.20
ひずみ速度パラメータ	ヤング率 1.4 倍 圧縮 1.6 倍 引張 1.8 倍

表 2.2 鉄筋 (SD345) の物性値

密度 (ton/mm ³)	7.860E-09
ヤング率 (MPa)	205,000
ポアソン比	0.3
降伏応力 (MPa)	345
塑性硬化係数 (MPa)	2,050
ひずみ速度パラメータ C (1/ms)	0.2
P	5

表 2.3 鋼製材（S S 4 0 0）の物性値

厚さ (mm)	16 以下	16 を超え 40 以下
密度 (ton/mm ³) ※	7. 860E-09	7. 860E-09
ヤング率 (MPa)	203, 000	203, 000
ポアソン比	0. 3	0. 3
降伏応力 (MPa)	245	235
加工硬化係数	n 乗則を適用 (n=0. 3038)	n 乗則を適用 (n=0. 3038)
ひずみ速度パラメータ C (1/ms)	0. 2	0. 2
P	5	5

※ 飛来物は全重量にて調整する

表 2.4 H形鉄骨（S M 4 9 0 A, B）の物性値

厚さ (mm)	16 以下	16 を超え 40 以下	40 を超え 100 以下
密度 (ton/mm ³)	7. 860E-09	7. 860E-09	7. 860E-09
ヤング率 (MPa)	203, 000	203, 000	203, 000
ポアソン比	0. 3	0. 3	0. 3
降伏応力 (MPa)	325	315	295
塑性硬化係数 (MPa)	2, 030	2, 030	2, 030
ひずみ速度パラメータ C (1/ms)	0. 2	0. 2	0. 2
P	5	5	5

b. ひずみ速度依存性

(a) 鉄鋼材料 (SS400)

飛来物は高速で衝突するため、飛来物の変形速度は大きくなり、ひずみ速度依存性の効果が現れる。このため、ひずみ速度依存性は次式に示す Cowper-Symonds の式を適用する。

(図 2.1)

$$\sigma_D = \sigma_S \cdot \left(1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{P}} \right)$$

ここで、 σ_D は動的応力、 σ_S は静的応力、 $\dot{\epsilon}$ はひずみ速度、 C 及び P はひずみ速度依存性パラメータを表す。

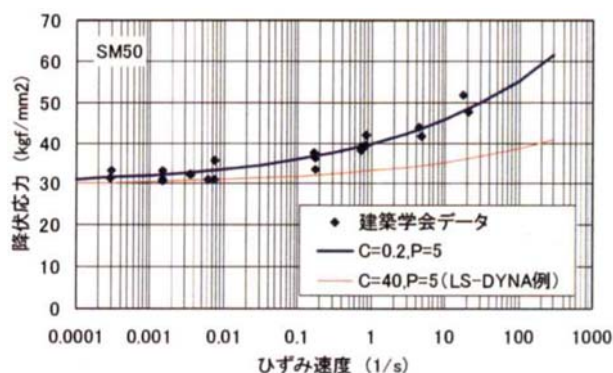


図 2.1 Cowper-Symonds によるひずみ速度依存パラメータ

(出典) 「平成 15 年度 金属キャスク貯蔵技術確証試験報告書 (2/3)」,
平成 16 年 6 月, (独) 原子力安全基盤機構

(b) 鉄筋コンクリート

コンクリート床版の材料物性にひずみ速度効果を考慮するために、CEB-FIP*を用いて、縦弾性係数、圧縮強度及び引張強度の増倍率を算出している。

※ CEB: ヨーロッパ国際コンクリート委員会

FIP: 国際プレストレストコンクリート連合

【縦弾性係数増倍率】

$$\frac{E_{c,imp}}{E_{ci}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}_c}{\dot{\epsilon}_{co}} \right)^{0.026}$$

CEB-FIP (2.1-51b)

$E_{c,imp}$: 衝撃時の縦弾性係数

E_{ci} : コンクリートの縦弾性係数 = $2.34 \times 10^4 (MPa)$

$\dot{\epsilon}_c$: ひずみ速度 (s^{-1}) = 10

$\dot{\epsilon}_{co}$: $30 \times 10^{-6} s^{-1}$

CEB-FIP (2.1-51b) を用い、増倍率を算出すると、1.39 となったため、増倍率は一律 1.4 とした。

【圧縮強度増倍率】

$$f_{c,imp} / f_{cm} = (\dot{\epsilon}_c / \dot{\epsilon}_{co})^{1.026\alpha_s} \quad \text{for} \quad |\dot{\epsilon}_c| \leq 30s^{-1} \quad CEB-FIP (2.1-45a)$$

$$f_{c,imp} / f_{cm} = \gamma_s (\dot{\epsilon}_c / \dot{\epsilon}_{co})^{1/3} \quad \text{for} \quad |\dot{\epsilon}_c| > 30s^{-1} \quad CEB-FIP (2.1-45b)$$

with

$$\log \gamma_s = 6.156\alpha_s - 2 \quad CEB-FIP (2.1-46)$$

$$\alpha_s = \frac{1}{5 + 9 f_{cm} / f_{cmo}} \quad CEB-FIP (2.1-44a)$$

$f_{c,imp}$ は、衝撃時の圧縮強度

f_{cm} は、圧縮強度 = $270 (\text{kg}/\text{cm}^2) \times 9.80665 \div 100 = 26.48 (\text{MPa})$

$f_{cmo} = 10 \text{MPa}$

$\dot{\epsilon}_c, \dot{\epsilon}_{co}$ は、縦弾性係数増倍率の場合と同じ。

CEB-FIP (2.1-44, 45, 46) 式より増倍率を算出すると、1.57 となったため、増倍率は一律 1.6 とした。

【引張強度増倍率】

$$f_{ct,imp} / f_{ctm} = (\dot{\epsilon}_{ct} / \dot{\epsilon}_{cto})^{1.016\delta_s} \quad \text{for} \quad \dot{\epsilon}_{ct} \leq 30s^{-1} \quad CEB-FIP (2.1-49a)$$

$$f_{ct,imp} / f_{ctm} = \beta_s (\dot{\epsilon}_{ct} / \dot{\epsilon}_{cto})^{1/3} \quad \text{for} \quad \dot{\epsilon}_{ct} > 30s^{-1} \quad CEB-FIP (2.1-49b)$$

with

$$\log \beta_s = 7.112\delta_s - 2.33 \quad CEB-FIP (2.1-50)$$

$$\delta_s = \frac{1}{10 + 6 f_{cm} / f_{cmo}} \quad CEB-FIP (2.1-48a)$$

$f_{ct,imp}$ は、衝撃時の引張強度

$f_{ctm} = f_{cm}$ は、引張強度 = $27 (\text{kg}/\text{cm}^2) \times 9.80665 \div 100 = 2.65 (\text{MPa})$

$f_{cmo} = 10 \text{MPa}$

$\dot{\epsilon}_{ct}$ は、ひずみ速度=10

$\dot{\epsilon}_{cto} = 3 \times 10^{-6} s^{-1}$

CEB-FIP (2.1-48, 49, 50) 式より増倍率を算出すると、1.80 となったため、増倍率は一律 1.8 とした。

(2) コンクリート壁の構造諸元（被衝突物）

衝突させる壁は厚さ「」の鉄筋コンクリート壁とした。

この壁厚は、比較的薄い方であり、飛来物からのエネルギーが投入されやすい壁厚と考えられる。

飛来物衝突解析に使用した鉄筋コンクリート壁の構造概要及び概略寸法を図 2.2、図 2.3 に示す。

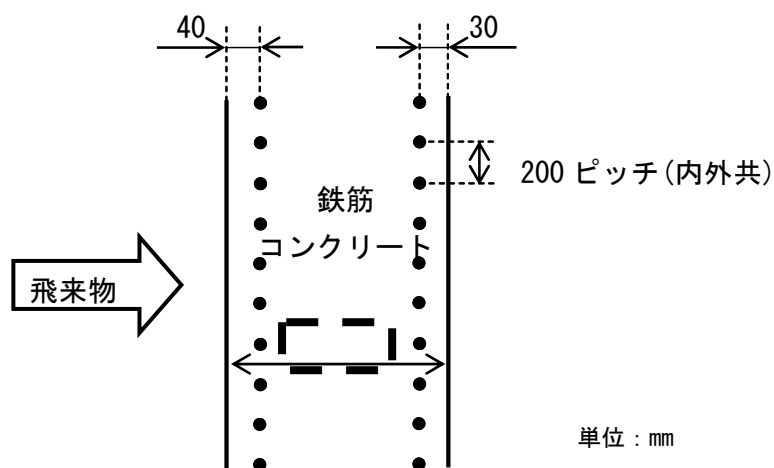


図 2.2 燃料取扱棟腰壁構造図（概要）

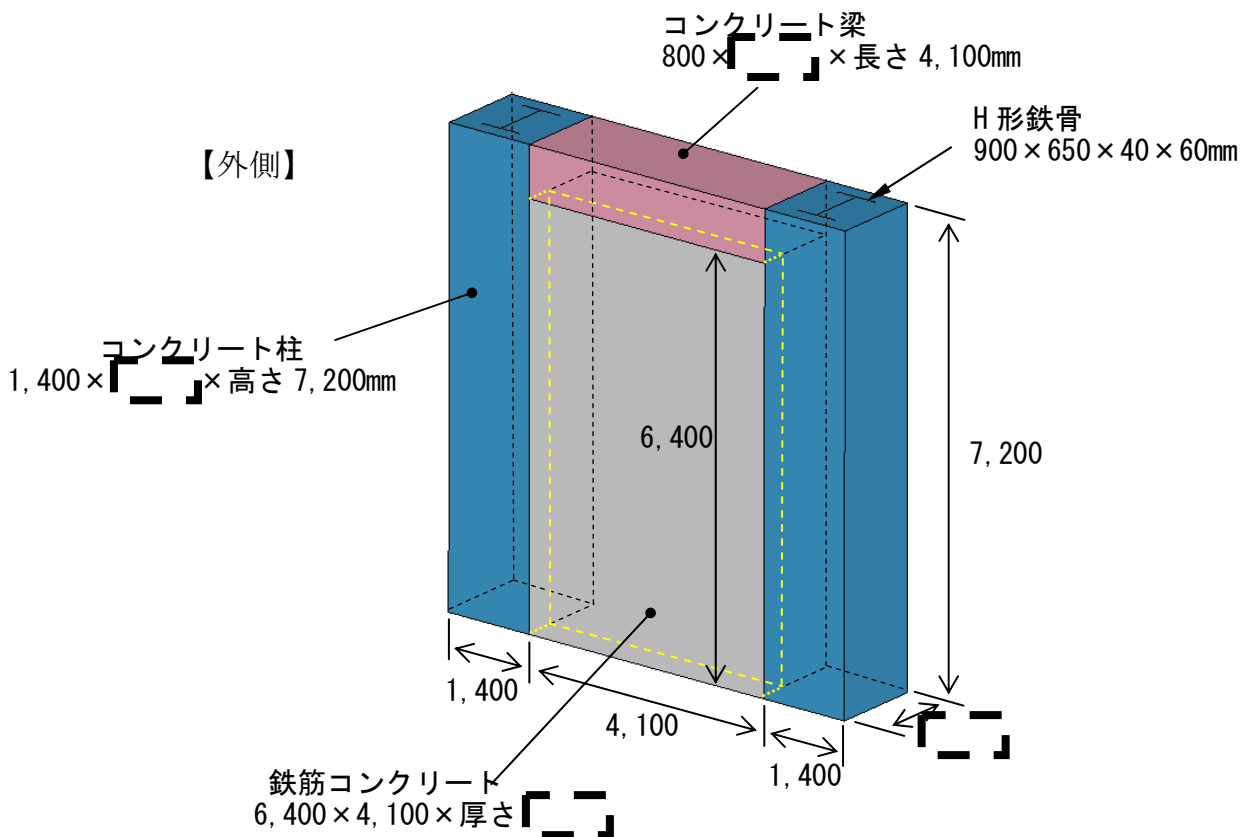


図 2.3 コンクリート壁の寸法及び構造

(3) 鋼製材衝突

表 2.5 及び図 2.4 に示す鋼製材が鉄筋コンクリート壁に水平衝突する場合の評価を行う。

表 2.5 飛来物の評価諸元 ($V_D=100\text{m/s}$)

評価対象	飛来物	飛来物形状 (mm)	重量 (kg)	最大水平速度 (m/s)	エネルギー (kJ)
鉄筋 コンクリート壁	鋼製材	長さ 4,200×幅 300× 奥行 200×板厚 5	135	57	220

※：鋼製材の速度は改正前のガイドの値を記載。

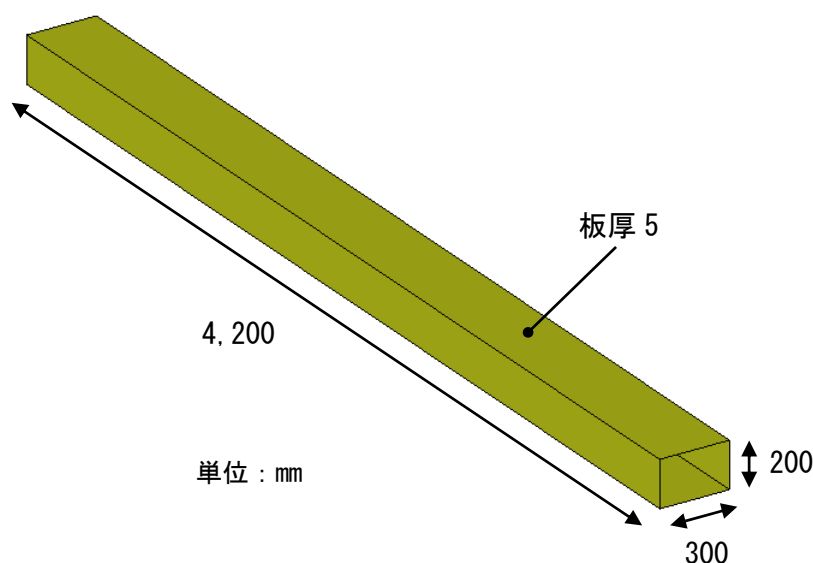


図 2.4 鋼製材の構造概要

衝突面は、300mm×200mm の長方形面とする。

解析モデル（概要、詳細）を図 2.5、図 2.6 に示す。

鉄筋コンクリートのコンクリート部分については、鋼製材との接触の面積に対して板厚が大きく、かつ、鉄筋を入れる必要があるのでソリッド要素とした。

鉄筋については、ビーム要素とすると要素数の低減となり、ビーム要素でも精度良い解析ができることが確認されているため、ビーム要素とした。

また、コンクリート柱のH形鉄骨にはシェル要素を適用した。

図 2.7 に示すように、飛来物の鋼製材はシェル要素にてモデル化し、材料は SS400 とし弾塑性体とした。

(a) 解析モデル

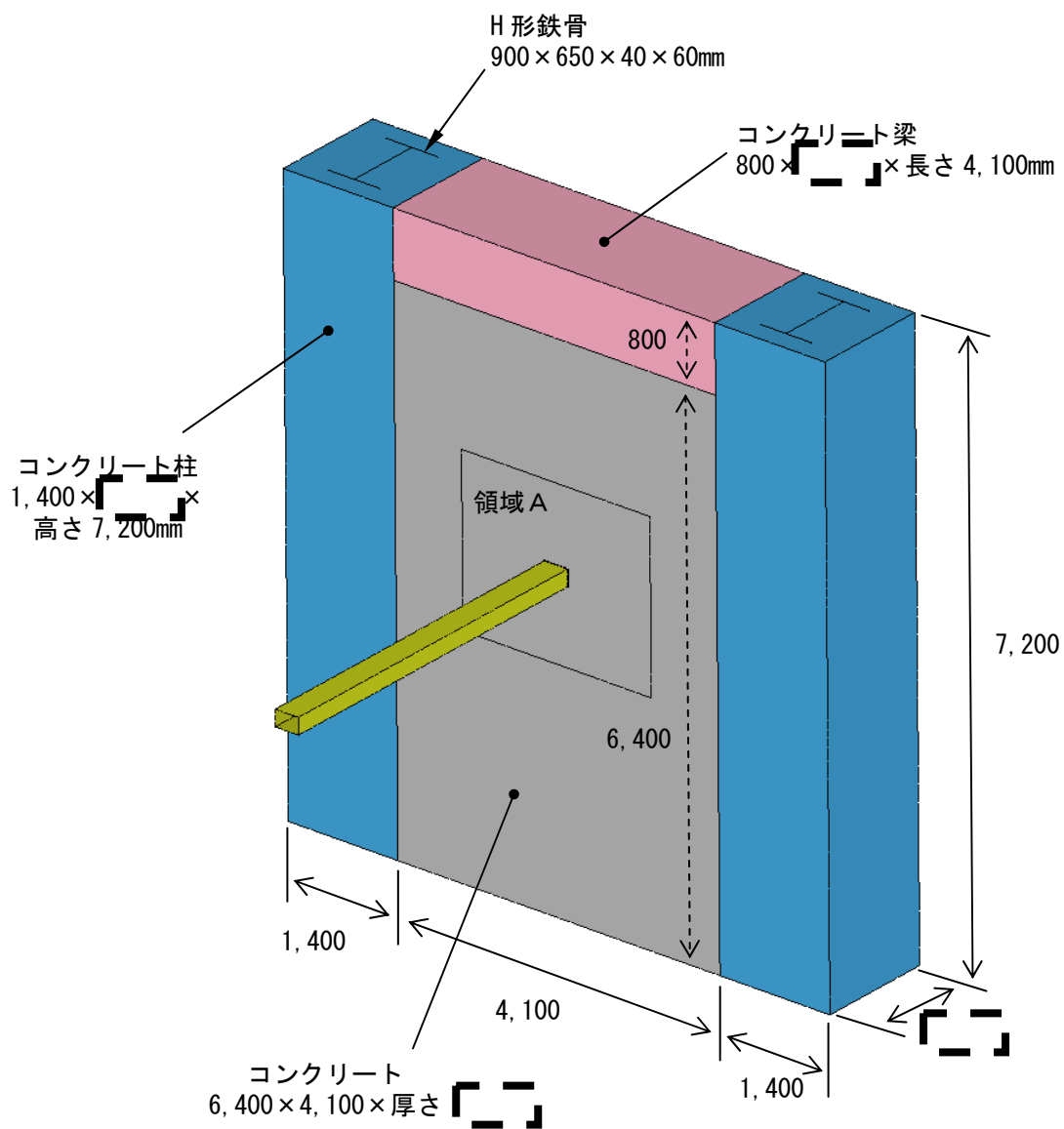


図 2.5 解析モデル (概要)

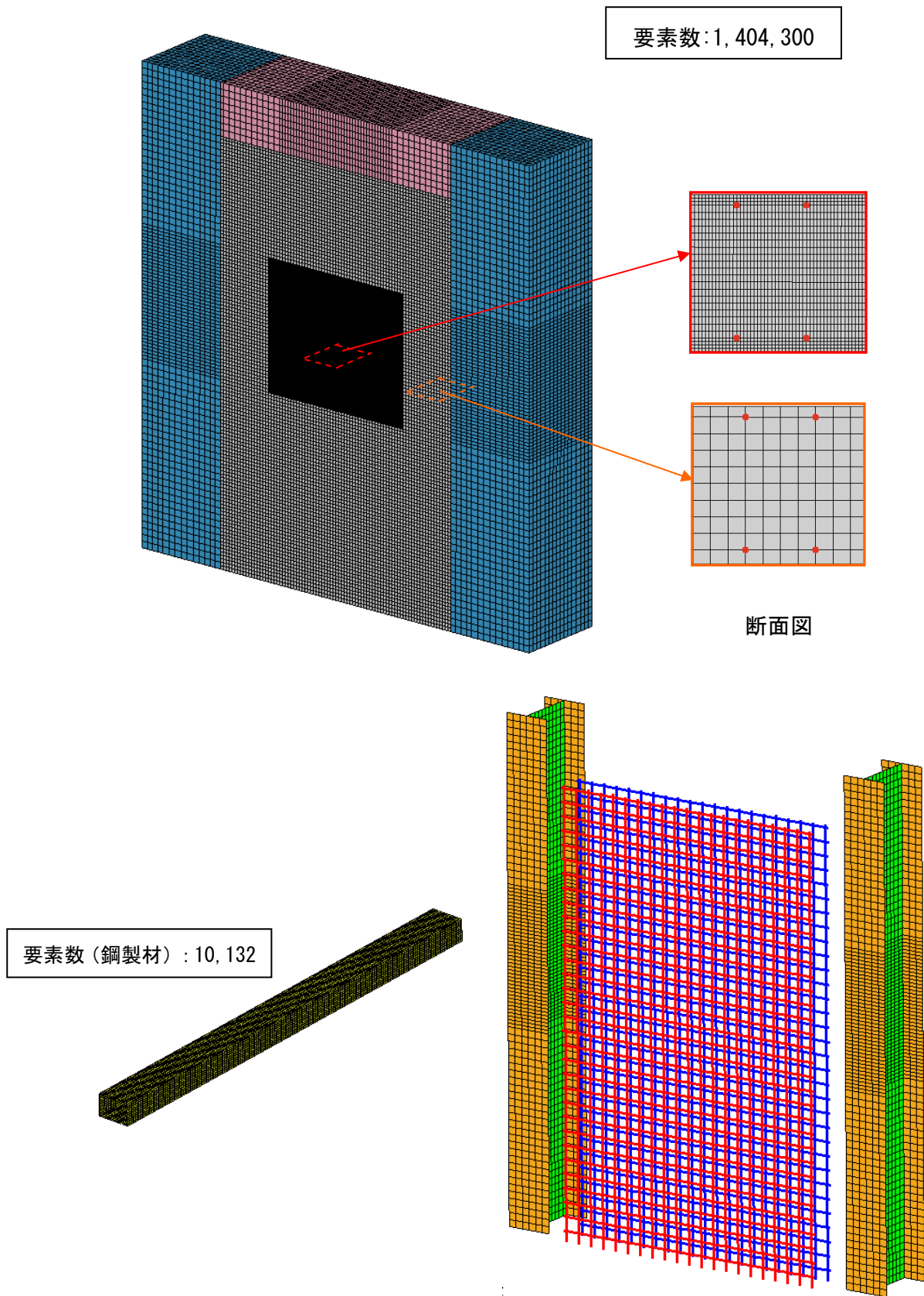


図 2.6 鉄筋コンクリート壁解析モデル (詳細)

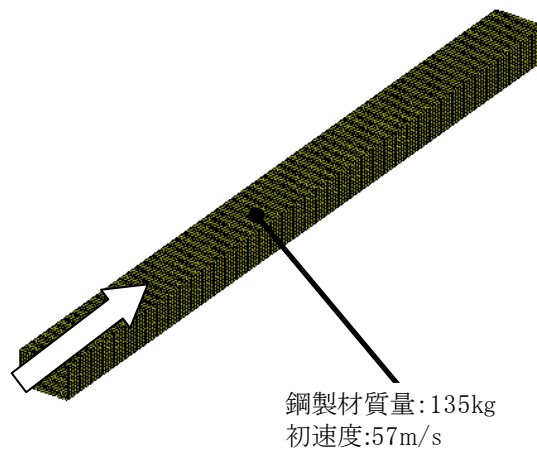


図 2.7 鋼製材解析モデル

(b) 解析結果

衝突荷重の計算結果を図 2.8 に示す。

鋼製材が壁に衝突する際の最大荷重は、 $3.30 \times 10^3 \text{ kN}$ となった。

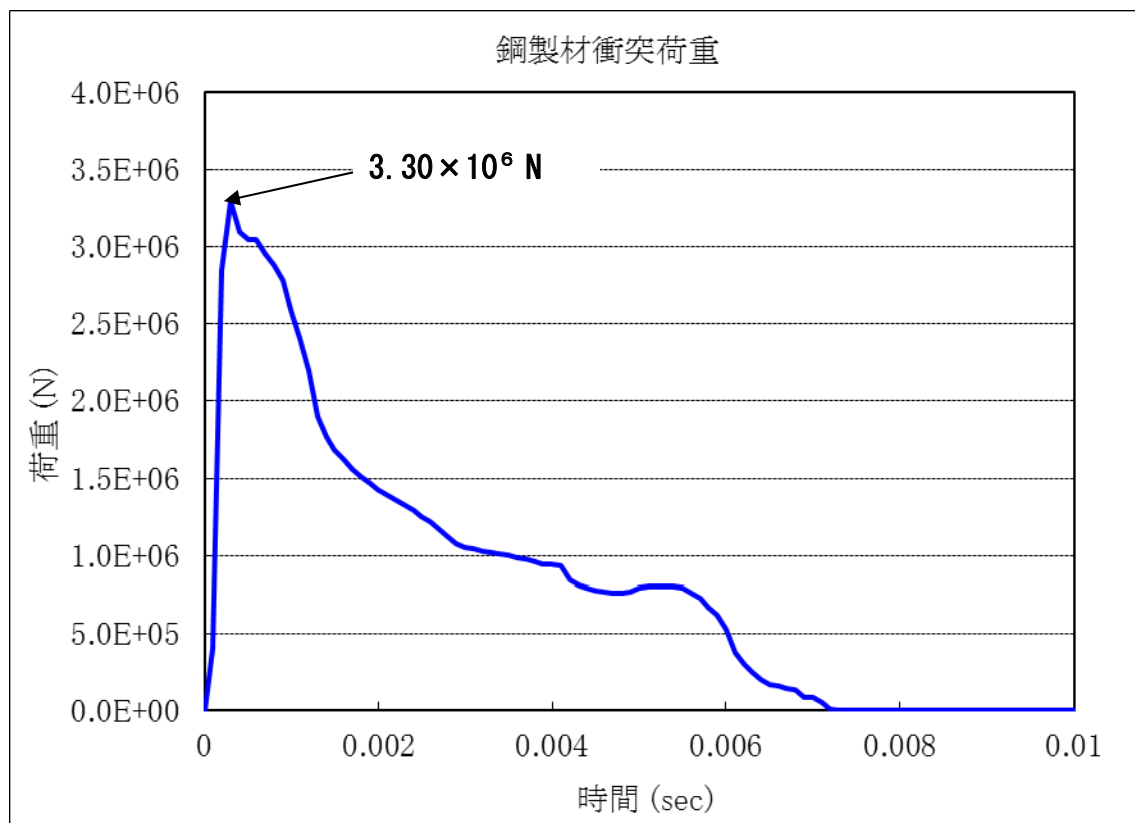


図 2.8 コンクリート壁に発生する荷重の時刻歴推移
(鋼製材衝突)

(4) 乗用車衝突

表 2.6 及び図 2.9 に示す乗用車がコンクリート壁に水平衝突する場合の評価を行う。

表 2.6 飛来物の評価諸元 ($V_D=100\text{m/s}$)

評価対象	飛来物	飛来物形状 (mm)	重量 (kg)	最大水平速度 (m/s)	エネルギー (kJ)
鉄筋 コンクリート壁	乗用車	長さ 4,600×幅 1,600× 奥行 1,400(衝突面 600)	2,000	47	2,210

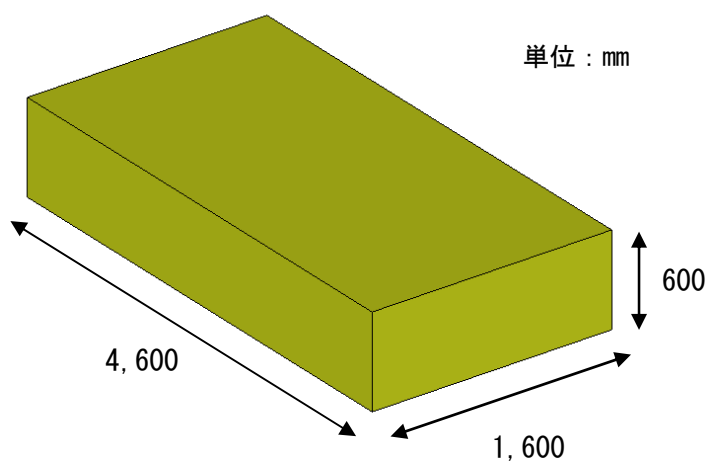


図 2.9 乗用車の構造概要 (衝突解析)

衝突面は、乗用車の衝突時前面形状を考慮し、600mm×1,600mm の長方形面とする。

解析モデル (概要) を図 2.10 に示す。鉄筋コンクリート壁及びH形鉄骨解析モデルは、鋼製材衝突のケースと同様とする。

乗用車は衝突の際に潰れて自らエネルギーを吸収する構造となっており、その車体剛性 k を以下の式にて求めてモデル化する。なお、自動車の衝突方向の影響については「参考 2」に示す。

$$\begin{aligned}
 k &= 588m && \text{ここで } k : \text{車体剛性 (N/m)}, m : \text{車両質量 (kg)} \\
 &= 588 \times 2,000 \\
 &= 1,176 \times 10^3
 \end{aligned}$$

〔参考文献：「自動車の衝突安全」2012年2月29日 名古屋大学出版会 著者 水野 幸治〕

(a) 解析モデル

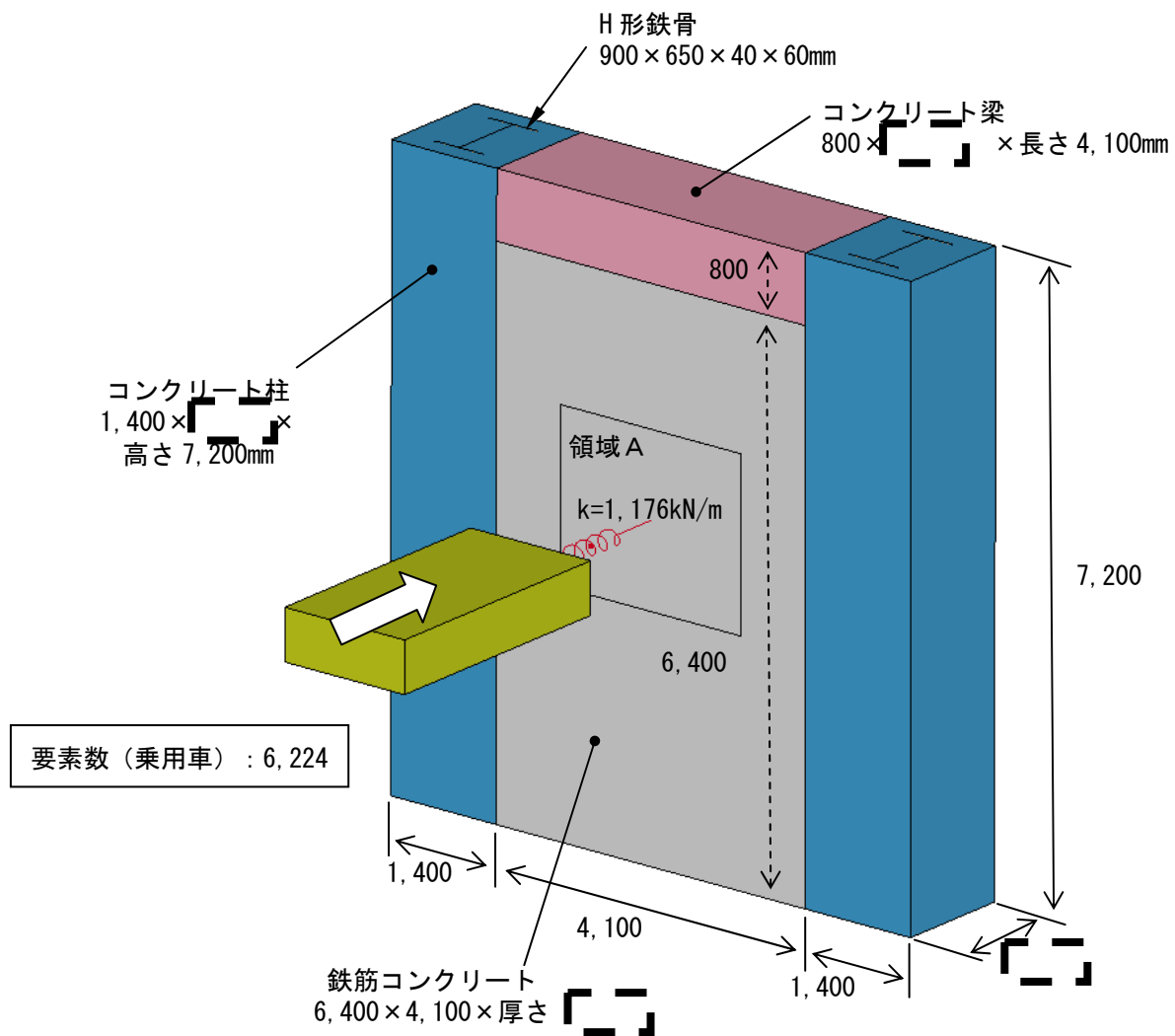


図 2.10 解析モデル（概要）

(b) 解析結果

衝突荷重の計算結果を図 2.11 に示す。

乗用車がコンクリート壁に衝突する際の最大荷重は、 $2.28 \times 10^3 \text{ kN}$ となった。

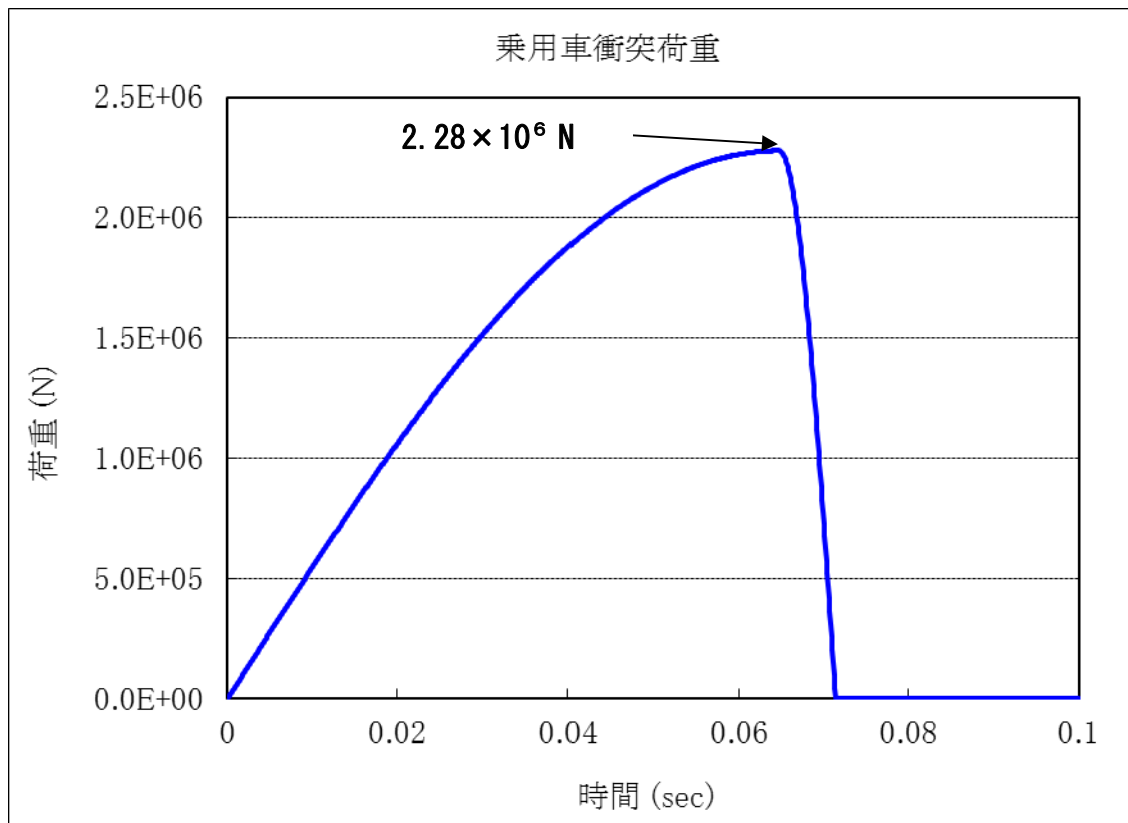


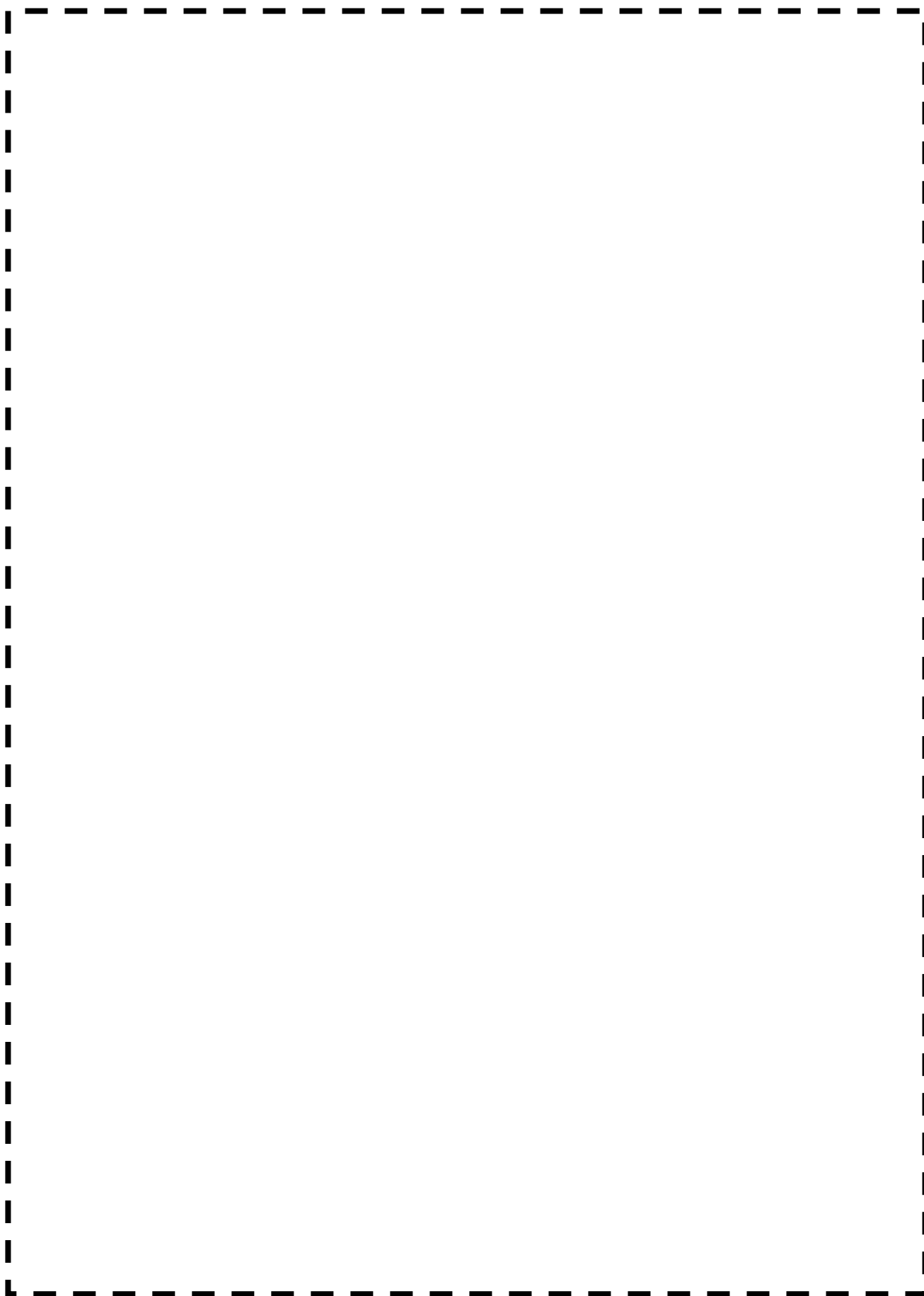
図 2.11 コンクリート壁に発生する荷重の時刻歴推移
(乗用車衝突)

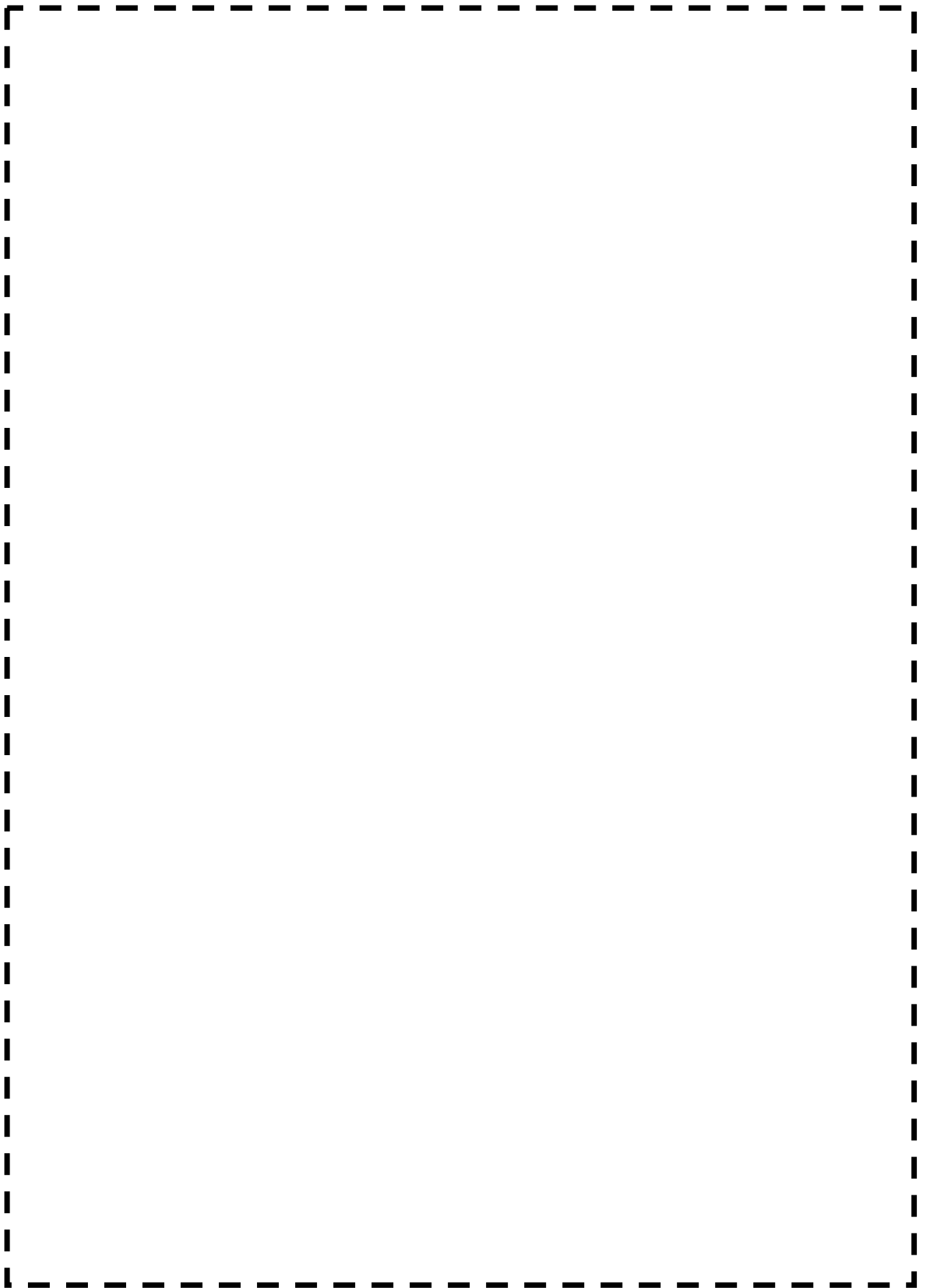
3. まとめ

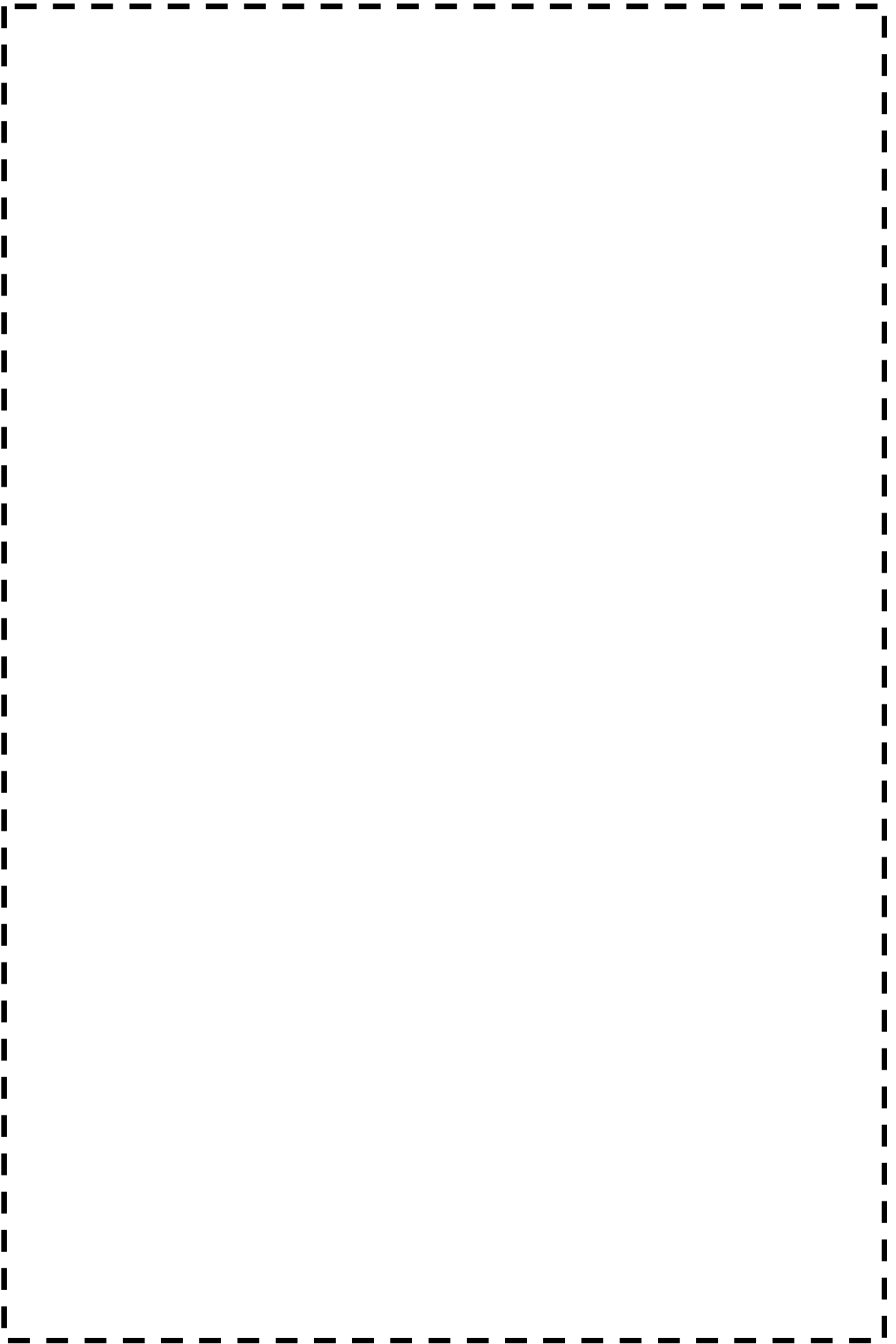
設計飛来物として、鋼製材と乗用車について衝突評価を行い、衝突荷重を算出した結果、

- ・鋼製材が衝突するケースの荷重： $3.30 \times 10^3 \text{ kN}$
- ・乗用車が衝突するケースの荷重： $2.28 \times 10^3 \text{ kN}$

となり、建屋評価に当たっては、大きい方の荷重である $3.30 \times 10^3 \text{ kN}$ を採用する。







LS-DYNAコードの概要

1. はじめに

LS-DYNA は、米国のローレンス・リバモア国立研究所（LLNL）が開発した DYNA3D をさらに改良したもので、衝撃解析の標準的なプログラムとして広く認知されている。

構造の大変形応答を解析するための汎用陽解法有限要素解析プログラムであり、衝撃問題から準静的な塑性加工問題までの解析が可能である。また、最新では陰解法機能が加わり、静的計算も可能となっている。

ここで、陰解法と陽解法の時間積分方法の違いを述べる。

【陰解法】

- ・現時刻 t から時刻 $t+dt$ 時点の結果を求める際、 $t+dt$ の結果を仮定し、収束計算をすることで真の $t+dt$ 時点の結果を求める方法である。
- ・ dt の大きさに特に制限はない。

(例) 時刻 t 時点の変位を u_t とすると $t+dt$ 時点の変位を u_{t+dt} と仮定して力の釣り合いが取れるまで u_{t+dt} の値を更新し、釣り合いが取れた時点で次のステップに進む。

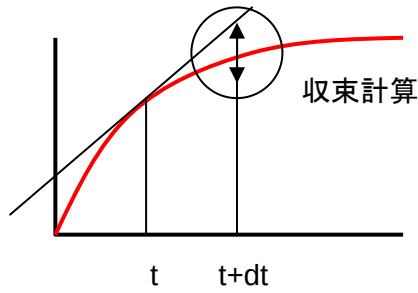
【陽解法】

- ・現時刻 t から時刻 $t+dt$ 時点の結果を求める際、現時点の結果から直接 $t+dt$ 時点の結果を決定する。
- ・ dt の大きさは「クーラン条件」※により決定される。

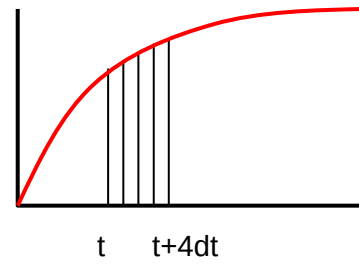
(例) 時刻 t 時点の変位を u_t とするとその時点での加速度 a_t から v_{t+dt} 、 u_{t+dt} が直接求まる。エネルギーバランスのチェックは行うものの、収束計算は行わず、単純に運動方程式を細かい時間単位に区切って、次々に計算することで、計算を高速化するとともに、大きな運動量を持つ長時間の計算を可能にしている。

※クーラン条件とは

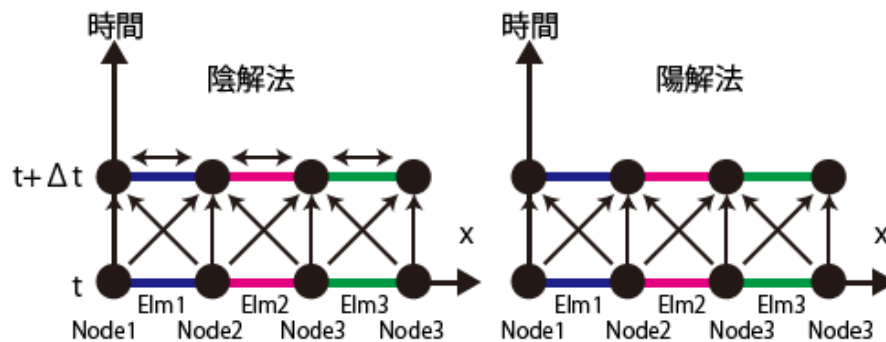
「情報が伝播する速さ」を「実際の現象で波や物理量が伝播する速さ」よりも早くしなければならない。つまり、 dt の大きさを「最も小さい要素」の 1 辺を「応力波」が通過するのに必要な時間以下にする条件である。この条件を満たすように LS-DYNA ではプログラム内で自動的に決定される。



陰解法 (dtを大きくして収束計算)



陽解法 (dtを小さくして少しずつ進む)



以上の時間積分の方法の違いと使用する方程式の違いから、陰解法と陽解法には以下の特徴があり、衝撃問題に対しては陽解法の方が適している。

- ・ 静的陰解法ではフックの法則 ($F=ku$) を解くことで解を求めている。

(例. Nastran)

- 力の釣り合いを解いているため、静的な問題や動的な場合でも長い周期の解析に適している。
- 一般的には収束計算に Newton 法を用いているため、非常に非線形性の強い座屈や接触問題には不向きである。
- 1 サイクルの計算時間が長いですが、dt を大きくしても安定して解を得ることができる。

- ・ 動的陽解法では運動方程式 ($F=ma$) を解くことで解を求めている。

(例. LS-DYNA)

- 運動方程式を解くので、落下・衝突分野の解析に適している。
- dt が小さく収束計算をしないため、長時間の現象を解析すると誤差が蓄積する。
- 非線形性が強く、非常に短い時間で起こる現象 (座屈、破壊、接触) の解析が比較的容易である。

2. 使用実績

LS-DYNAは、一般産業界では自動車や車両など輸送機器の衝突解析、携帯電話に代表される携帯機器やデジタルカメラなどの小型精密機器の落下衝撃解析などで多くの実績を有しており、製造業の設計部門や開発部門で多く利用されている。また、2001年9月11日の米国同時多発テロ以降、建物への飛行機衝突、爆破による構造物の損傷評価にも利用されるようになってきている。

一方、原子力業界においては、燃料輸送容器（以下、「キャスク」という。）の落下衝撃解析、飛行機やミサイルなどの衝突による原子力発電所建屋等の鉄筋コンクリート（以下、「RC」という。）構造物の防護性能評価において利用されている。

3. 実験と検証解析例

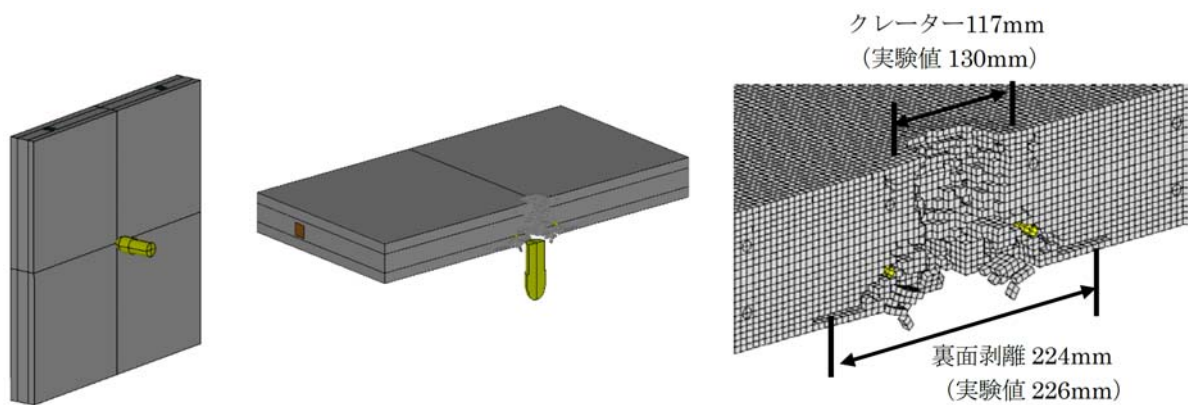
実験とLS-DYNAの検証解析例は多数報告されており、最近では以下の知見が報告されている。

- ・日本原燃株式会社再処理事業所における加工事業許可申請に係るクロスチェック解析結果について（航空機防護） 原子力安全委員会事務局の参考資料「MOX燃料加工施設における航空機防護に関する調査」（内閣府平成19年度委託調査報告書 平成20年3月）
- ・貯蔵建屋内金属キャスク落下衝撃解析手法の整備に関する報告書（平成18年6月，独立行政法人原子力安全基盤機構）

ここでは、既往の文献で報告されているRC版への飛翔体衝突実験を基にした検証結果について述べる。

（1）MOX燃料加工施設における航空機防護に関する調査（内閣府平成19年度委託調査報告書）

本報告書では、知見調査結果として、飛翔体のRC版等への衝突解析に関する実験と検証解析例が示されている。具体的には、小島らが実施したRC版と鋼板コンクリート版の実験に対する解析結果との比較である。図1及び表1に示すように、RC版及び鋼板コンクリート版との比較では破壊モード、破砕直径、コンクリート裏面の膨らみ高さともよく一致している。



RC 版:750×750mm、t=80mm、鉄筋比 0.75%、剛体飛翔体：重量 487g、衝突速度 175m/s

図 1 RC 版の高速飛翔体衝突による破壊挙動

表 1 小島らの飛翔体衝突に対する RC 版、鋼板コンクリート版強度評価の実験条件・
実験結果・解析結果 (四国電力㈱にて一部加筆)

実験条件				実験結果			解析結果		
試験体 名称	飛翔体	裏面鋼板厚 mm	衝突速度 m/s	破壊モード	膨らみ高さ mm	破砕直径 mm 表面 (裏面)	破壊モード	膨らみ高さ mm	破砕直径 mm 表面 (裏面)
RC-2	剛	—	175	貫通	—	130 (226)	貫通	—	117 (224)
HSC-6	剛	1.2	175	膨らみ	18.5	124	膨らみ	21.0	110
HSC-9	剛	0.8	215	膨らみ	43.5	143	膨らみ	48.4	143
HSC-10	剛	1.2	215	膨らみ	34.2	146	膨らみ	38.9	140
HSC-11	剛	0.8	250	貫通	—	168	貫通	—	143
HSC-12	剛	1.2	250	鋼板裂け	(53.8)	154	鋼板裂け	(53.2)	153
HSC-D-2	柔	0.5	245	貫通	—	143	貫通	—	126
HSC-D-5	柔	0.8	245	膨らみ	43.8	135	膨らみ	53.9	143

出展 小島他，“高速飛翔体の衝突に対する鋼板コンクリート版の局所破壊に関する研究”，
日本建築学会学術講演会梗概集（北海道），2004

また、本報告書では、既往のジェットエンジンと RC 版との衝突実験報告を基にして、検証解析を実施している。図 2 と図 3 に実規模 RC 版への衝突実験で用いた RC 版とエンジンを示す。RC 版は厚さ 1,150mm と 1,600mm、エンジンは実際の GE-J79 Engine とこのエンジンを簡易化した円筒形状飛翔体（LED）であり、重量はそれぞれ約 1.5ton である。これらのケースの実験結果を表 2 に示す。RC 版解析モデルを図 4 に、検証解析結果を図 5 に示す。ここで、RC 版の破壊の様子として、ひび割れの分布状態を色で表しており、赤色：ひび割れ幅 0.1mm 以上のひび割れが発生している領域、緑色：ひび割れは発生しているがひび割れ幅は 0.1mm 以下の領域、青色：ひび割れ発生の無い領域である。図 5 では Sugano らの実験による RC 版のひび割れの様子と比較しているが、解析結果は実験結果と同じ傾向を示している。

これらの解析手法の検討を踏まえて、LS-DYNA が核燃料サイクル施設の航空機防護に関する被衝突構造物の解析に対して、使用実績と解析結果の妥当性評価の点で適用できると判断されている。

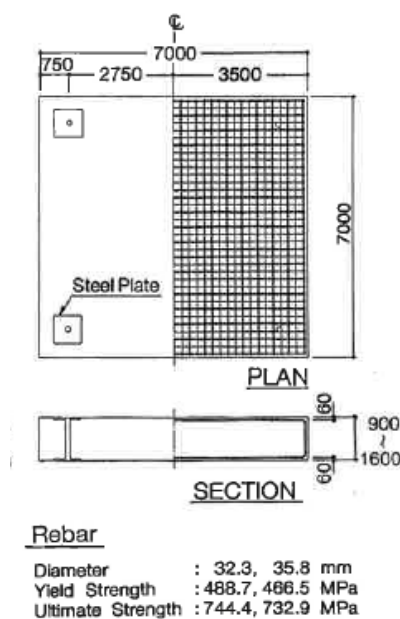


図 2 実験で使した RC 版

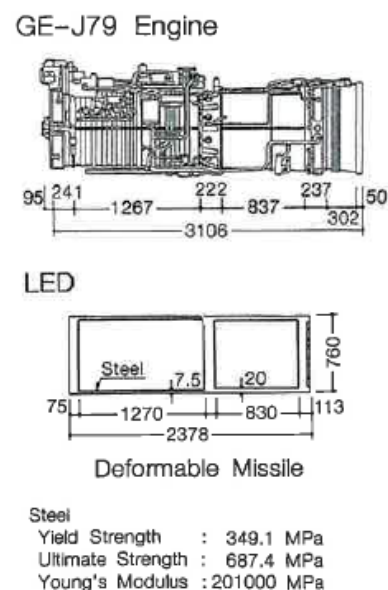


図 3 実験で使した飛翔体

出展 T. Sugano, et al., “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, 1993

表 2 実規模 RC 版への飛翔体衝突実験結果

実験ケース※ ¹⁾	RC 版 版厚[mm]	飛翔体	衝突速度 [m/sec]	破壊の程度		
				破壊モード※ ²⁾	クレータ 深さ※ ³⁾ [mm]	裏面破壊※ ⁴⁾
L2	1150	GE-J79	215	S	270	3800×5400[mm]
L4	1600	GE-J79	215	C	70	半径方向クラック
L5	1600	LED	214	C	210	半径方向クラック

※1) L2、L4、L5：実験ケースの名称、GE-J79:航空機エンジン、LED：GE-J79 の簡易変形飛翔体

※2) 破壊モード S：Scabbing（裏面剥離）、破壊モード C：Penetration（貫入）

※3) クレータ深さ：RC 版表面の衝突による凹み深さ

※4) 裏面破壊：裏面剥離の場合はその長さ と 幅、貫入の場合は、裏面クラックの様子

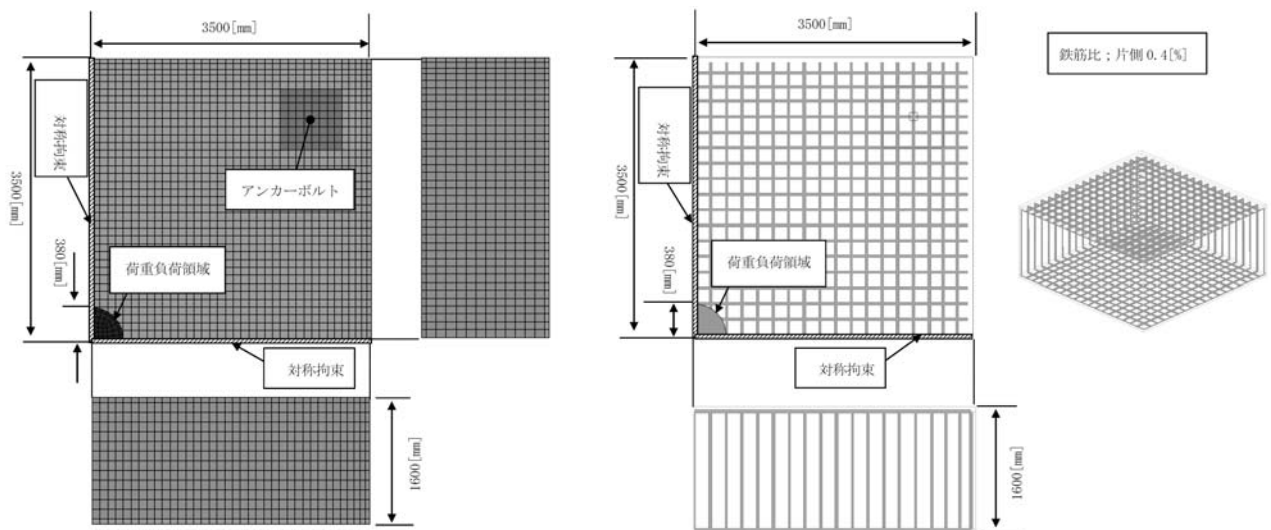
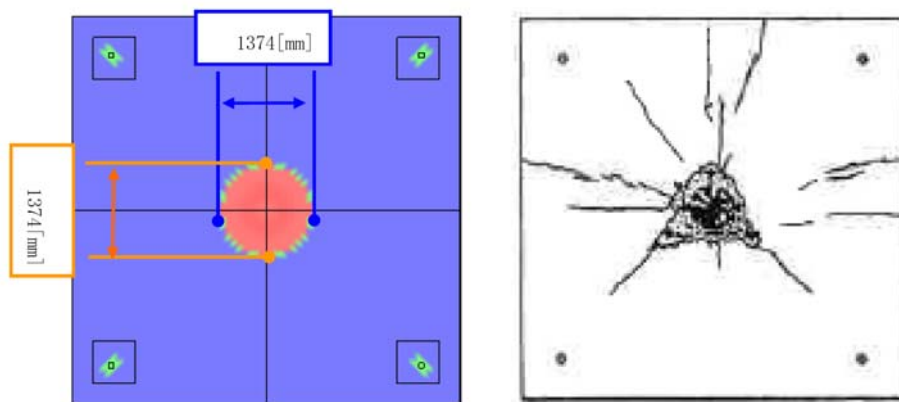
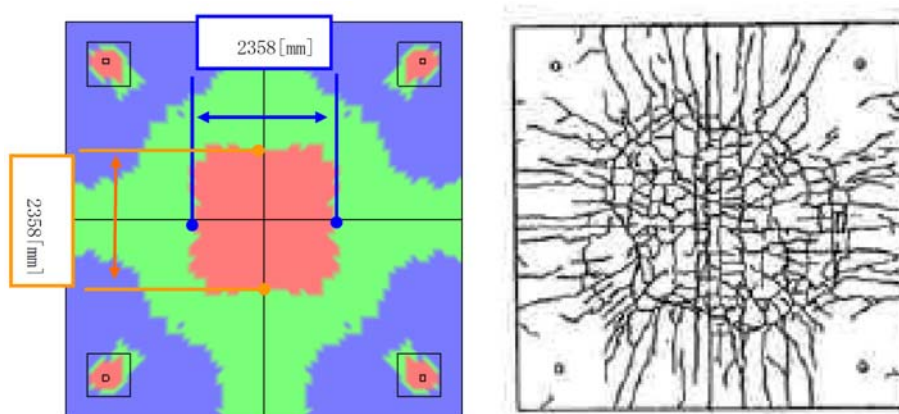


図 4 RC 版解析モデル



(a) RC 版表面のひび割れ領域 左：解析結果、右：実験結果



(b) RC 版裏面のひび割れ領域 左：解析結果、右：実験結果

赤色：ひび割れ幅 0.1mm 以上のひび割れが発生している領域

緑色：ひび割れは発生しているがひび割れ幅は 0.1mm 以下の領域

青色：ひび割れ発生のない領域

図5 RC 版表面・裏面のひび割れ領域の実験結果と解析結果との比較

(2) 貯蔵建屋内金属キャスク落下衝撃解析手法の整備に関する報告書（平成 18 年 6 月 独立行政法人原子力安全基盤機構）

本報告書では、LS-DYNA を用いた使用済燃料輸送容器の動的落下衝撃解析手法の整備の一環として、実物大金属キャスクの瞬時漏えい落下試験（実規模落下試験体を用いた落下衝撃試験）の 1 m 水平落下試験データ（衝突速度 4.2m/s）及び回転落下試験データの検証解析を実施している。

RC 版解析モデルを図 6 に、検証解析結果を図 7 に示す。

これらの検証解析での最大加速度及び蓋目開き量の解析結果は、試験結果と比較的に良く一致し、LS-DYNA による動的落下衝撃解析手法は、貯蔵建屋内における金属キャスクの落下時の挙動を精度良く評価できると判断されている。

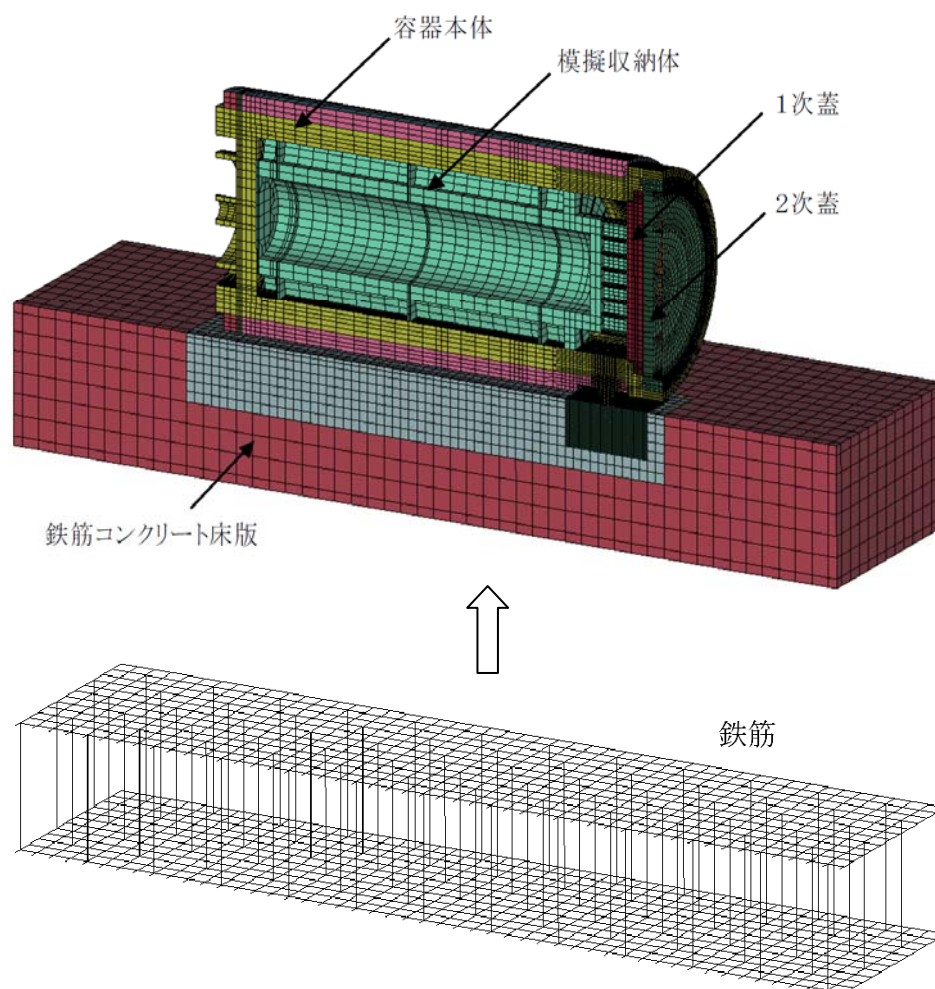


図 6 解析モデル

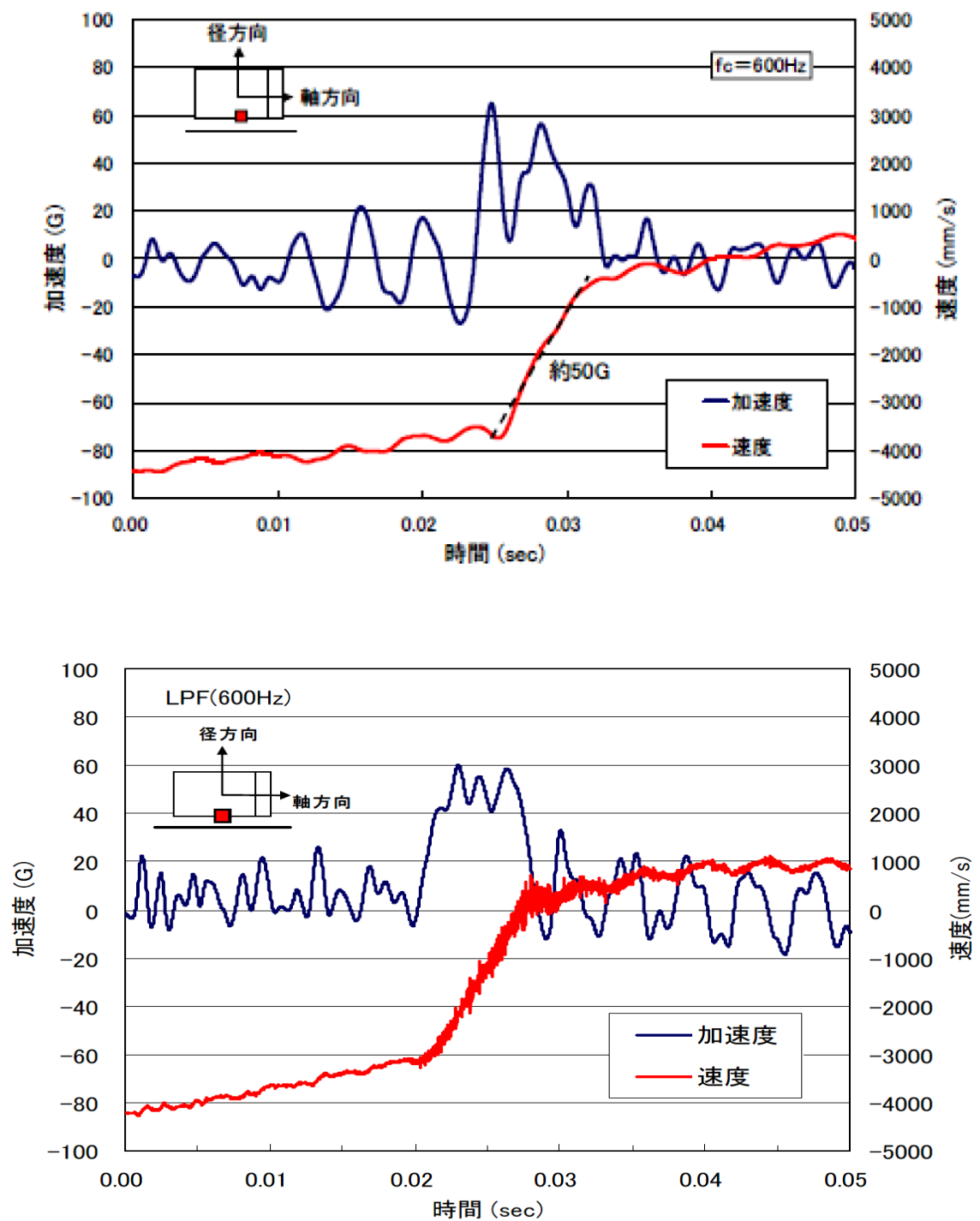


図7 水平落下本体胴中央下の速度／加速度時刻歴（軸方向）の比較
（上：試験結果／下：解析結果）

4. 検証解析

竜巻影響評価の衝突解析を実施するにあたって、LS-DYNA の適用性を検討するため、竜巻影響評価の解析条件に当てはまる実規模衝突試験の知見調査を行い、その検証解析を実施した。以下に実施内容を報告する。

(1) 竜巻影響評価の衝突解析条件に近い実規模衝突試験の調査

竜巻影響評価の衝突解析に使用する観点から、調査対象とした飛来物及び RC 構造物の解析条件を以下に示す。

①飛来物

飛来物として一般知見で想定されやすい鋼製材を調査対象とした。
鋼製材の竜巻影響評価で使用する重量及び衝突速度を表 3 に示す。

表 3 竜巻影響評価の鋼製材の重量及び衝突速度

飛来物	重量 (kg)	衝突速度 (m/s)	
		鉛直	水平
鋼製材	135	38	～ 57

②RC 構造物

飛来物が衝突すると想定している RC 構造物の厚さは 250～450mm 程度である。

以上の条件に適合する文献調査を行った結果、板厚 400～600mm の RC 床版に対し、重量 50～200kgf の飛来物を速度 40～250m/s で衝突試験した「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（平成 3 年 7 月 財団法人 電力中央研究所）」（以下、「耐衝撃設計手法報告書」という。）が存在することが明らかとなった。

以下では耐衝撃設計手法報告書の実験内容を中心に述べる。

(a) 実験内容

本実験に使用した飛来物及び RC 床版について述べる。

① 飛来物

飛来物は、火薬の推進力により加速し、所定の速度で RC 床版に衝突させた。

図 8 に実験に用いた飛来物の例を示す。

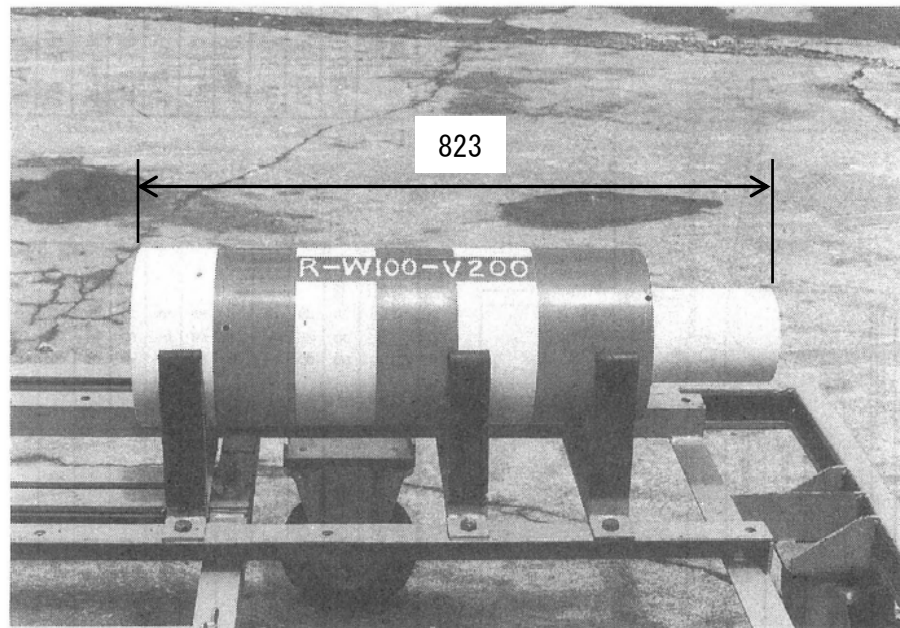


図 8 飛来物の概要例（重量 100kg、速度 215m/s）

②RC 床版

図 9 に RC 床版試験体の形状、寸法、配筋状態を示す。

図 9 のように RC 床版の大きさは約 2,500mm×2,500mm で、配筋は複鉄筋直行配筋である。

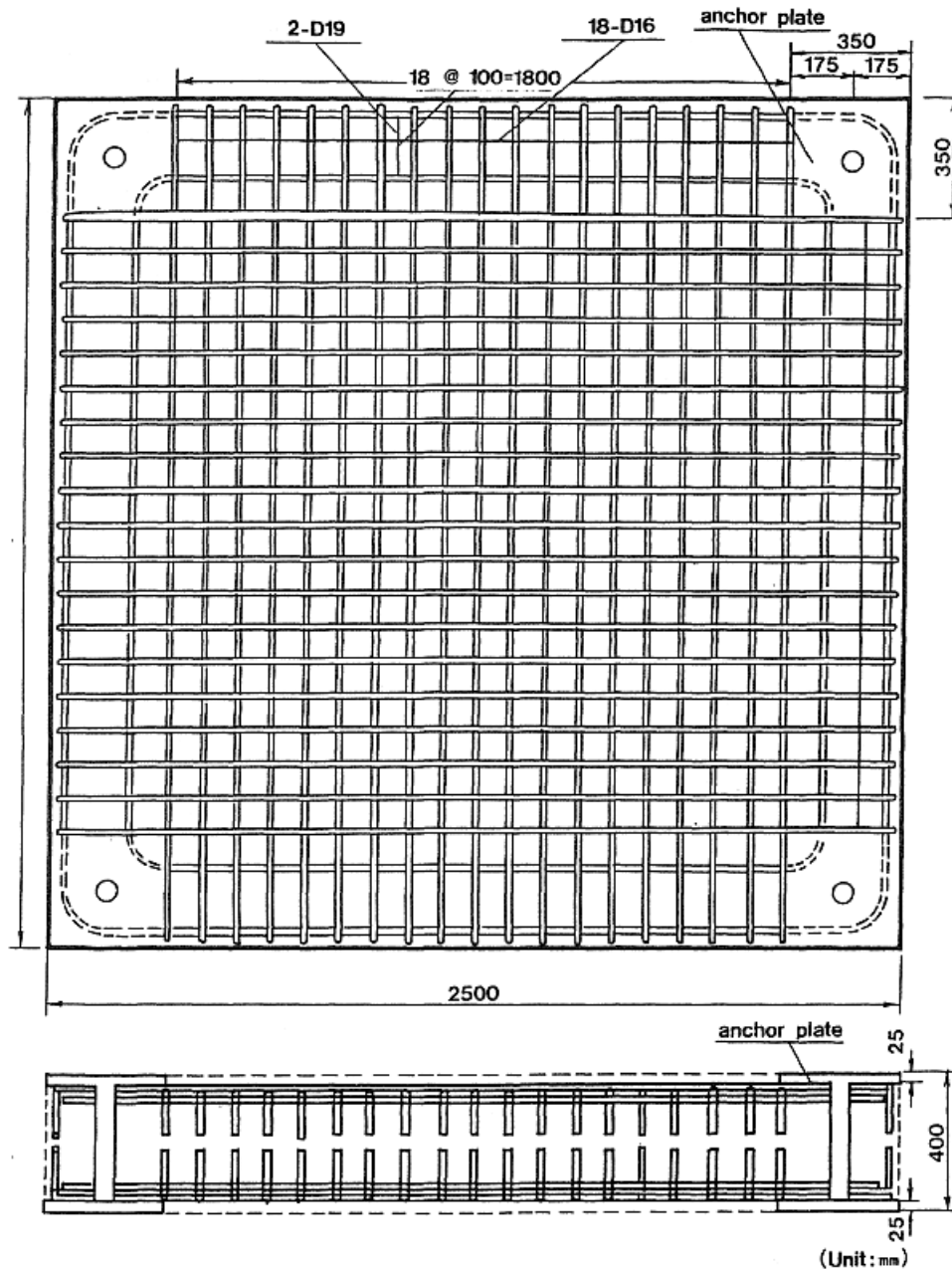


図 9 RC 床版試験体の例（板厚：400mm）

(b) 実験結果と Chang 式との比較

実験結果としては、既往の Chang 式との比較検討が行われている。

図 10 に示す実験結果と Chang 式との比較により、裏面剥離限界厚さ、貫通限界厚さに対する評価式として、Chang 式の適用性が良いことがわかり、実験結果と Chang 式の信頼性が高いことを相互保証する結果となった。

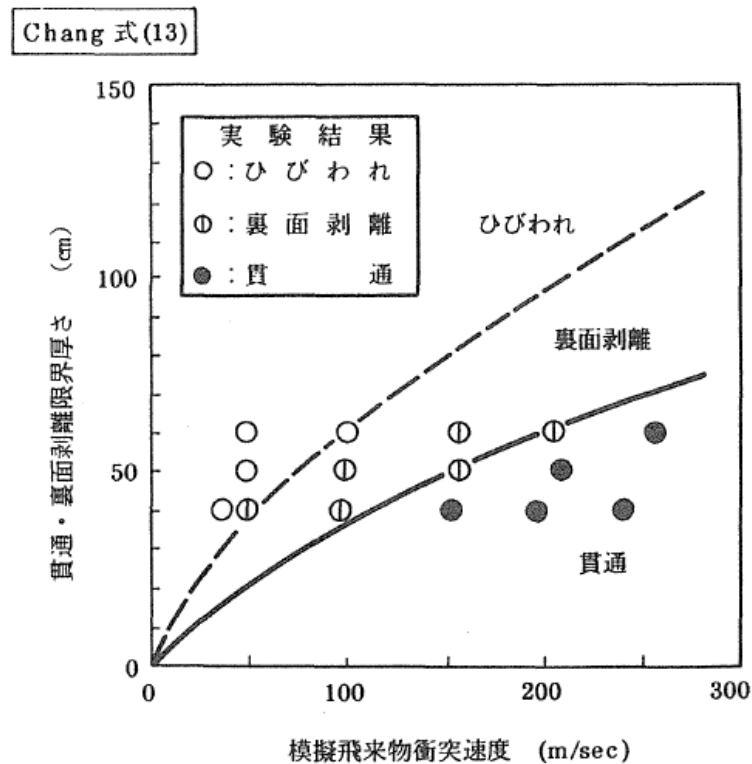


図 10 実験結果と Chang 式との比較

(2) 竜巻影響評価の衝突解析方法の検証結果

実験結果の詳細データとして、試験体裏側（衝突側と反対の面）の鉄筋ひずみが報告されている。そこで、実験結果と竜巻影響評価の衝突解析方法による再現解析結果とを比較し、解析方法の妥当性を検証した。以下に再現解析の方法及び検証結果の内容を述べる。

(a) 解析条件

本解析には LS-DYNA を用いた。

鉄筋はビーム要素、コンクリート及び飛来物はソリッド要素を用いた。

実験結果として、重量 100kgf の飛来物が速度 40m/s で RC 床版に衝突したケースの鉄筋ひずみ時刻歴データについて、再現解析を実施した。

本解析は衝撃問題で変形速度が大きいと、ひずみ速度効果を考慮した。表 4 に示す土木学会の衝撃問題の特性によると、衝突速度 1～100m/s 程度にて、ひずみ速度は約 1～10 (1/s) となることから、竜巻影響評価の衝突速度 30～60 m/s 程度では、約 10 (1/s) のひずみ速度が構成部材にかかり、変位に対する強度上昇効果が現れる。このひずみ速度効果として、コンクリートは、CEB-FIP※モデルコードに基づき、コンクリート圧縮強度を 1.6 倍とし、引張強度を 1.8 倍とした。

※ CEB：ヨーロッパ国際コンクリート委員会

FIP：国際プレストレストコンクリート連合

また、金属材料（鉄筋、飛来物）は、ひずみ速度効果として Cowper-Symonds の式を適用した。具体的なひずみ速度効果の算定方法を以下に述べる。

表 4 衝撃問題の特性

--

①ひずみ速度効果

◇コンクリート

コンクリート床版の材料物性にひずみ速度効果を考慮するために、CEB-FIP を用いて、縦弾性係数、圧縮強度及び引張強度の増倍率を算出した。

【縦弾性係数増倍率】

$$E_{c,imp}/E_{ci} = \left(\dot{\epsilon}_c / \dot{\epsilon}_{co} \right)^{0.026} \quad CEB-FIP (2.1-51b)$$

$E_{c,imp}$: 衝撃時の縦弾性係数

E_{ci} : コンクリートの縦弾性係数 = $2.34 \times 10^4 (MPa)$

$\dot{\epsilon}_c$: ひずみ速度 (s^{-1}) = 10

$\dot{\epsilon}_{co}$: $30 \times 10^{-6} s^{-1}$

CEB-FIP (2.1-51b) を用い、増倍率を算出すると、1.39 となったため、増倍率は一律 1.4 とした。

【圧縮強度増倍率】

$$f_{c,imp}/f_{cm} = (\dot{\epsilon}_c / \dot{\epsilon}_{co})^{1.026\alpha_s} \quad \text{for} \quad |\dot{\epsilon}_c| \leq 30s^{-1} \quad CEB-FIP (2.1-45a)$$

$$f_{c,imp}/f_{cm} = \gamma_s (\dot{\epsilon}_c / \dot{\epsilon}_{co})^{1/3} \quad \text{for} \quad |\dot{\epsilon}_c| > 30s^{-1} \quad CEB-FIP (2.1-45b)$$

with

$$\log \gamma_s = 6.156\alpha_s - 2 \quad CEB-FIP (2.1-46)$$

$$\alpha_s = \frac{1}{5 + 9 f_{cm} / f_{cmo}} \quad CEB-FIP (2.1-44a)$$

$f_{c,imp}$ は、衝撃時の圧縮強度

f_{cm} は、圧縮強度 = $270 (kg/cm^2) \times 9.80665 \div 100 = 26.48 (MPa)$

$f_{cmo} = 10MPa$

$\dot{\epsilon}_c, \dot{\epsilon}_{co}$ は、縦弾性係数増倍率の場合と同じ。

CEB-FIP (2.1-44, 45, 46) 式より増倍率を算出すると、1.57 となったため、増倍率は一律 1.6 とした。

【引張強度増倍率】

$$f_{ct,imp}/f_{ctm} = (\dot{\epsilon}_{ct} / \dot{\epsilon}_{cto})^{1.016\delta_s} \quad \text{for} \quad \dot{\epsilon}_{ct} \leq 30s^{-1} \quad CEB-FIP (2.1-49a)$$

$$f_{ct,imp}/f_{ctm} = \beta_s (\dot{\epsilon}_{ct} / \dot{\epsilon}_{cto})^{1/3} \quad \text{for} \quad \dot{\epsilon}_{ct} > 30s^{-1} \quad CEB-FIP (2.1-49b)$$

with

$$\log \beta_s = 7.112\delta_s - 2.33 \quad CEB-FIP (2.1-50)$$

$$\delta_s = \frac{1}{10 + 6 f_{cm} / f_{cmo}} \quad CEB-FIP (2.1-48a)$$

$f_{ct,imp}$ は、衝撃時の引張強度

$f_{ctm} = f_{cm}$ は、引張強度 = $27 (\text{kg}/\text{cm}^2) \times 9.80665 \div 100 = 2.65 (\text{MPa})$

$f_{cmo} = 10 \text{MPa}$

$\dot{\epsilon}_{ct}$ は、ひずみ速度=10

$\dot{\epsilon}_{cto} = 3 \times 10^{-6} \text{s}^{-1}$

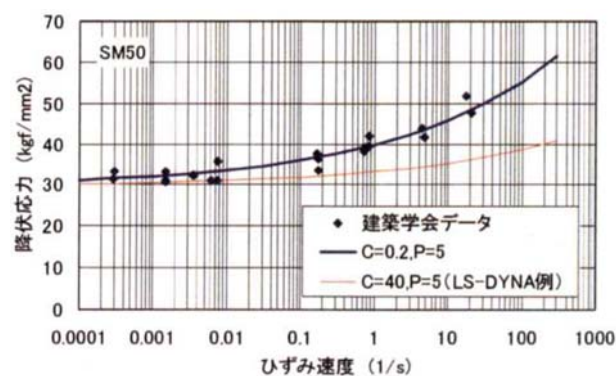
CEB-FIP (2.1-48, 49, 50) 式より増倍率を算出すると、1.80 となったため、増倍率は一律 1.8 とした。

◇金属材料（鉄筋、飛来物）

飛来物は高速で衝突するため、飛来物の変形速度は大きくなり、ひずみ速度依存性の効果が現れる。このため、ひずみ速度依存性は次式に示す Cowper-Symonds の式を適用する。

$$\sigma_D = \sigma_S \cdot \left(1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{P}} \right)$$

ここで、 σ_D は動的応力、 σ_S は静的応力、 $\dot{\epsilon}$ はひずみ速度、 C 及び P はひずみ速度依存性パラメータを表す。



【Cowper-Symonds によるひずみ速度依存パラメータ】

(出典) 「平成 15 年度 金属キャスク貯蔵技術確証試験報告書 (2 / 3)」,
平成 16 年 6 月, (独) 原子力安全基盤機構

②材料物性値

耐衝撃設計手法報告書の記載値及びひずみ速度効果を考慮し、再現解析に使用した材料物性を表 5 に示す。

表 5 再現解析に用いた材料物性値

部 位	密度	ヤング率	ポアソン比	降伏応力	塑性硬化係数
	[ton/mm ³]	[MPa]	[-]	[MPa]	[MPa]
飛来物（弾頭部）	6.816E-09	205,800	0.3	547	2,058
飛来物（チャンバ部）	4.273E-09	205,800	0.3	547	2,058
鉄筋	8.056E-09	205,800	0.3	372	2,058

部 位	密度	せん断弾性係数	体積弾性係数	圧縮強度	引張強度
	[ton/mm ³]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]
コンクリート	2.325E-09	19,360	36,744	42.5	4.62

(b) 解析モデル

耐衝撃設計手法報告書の RC 床版試験体の形状、寸法、配筋状態を基に作成した本解析のモデル（コンクリートと鉄筋）を図 1 1 に示す。

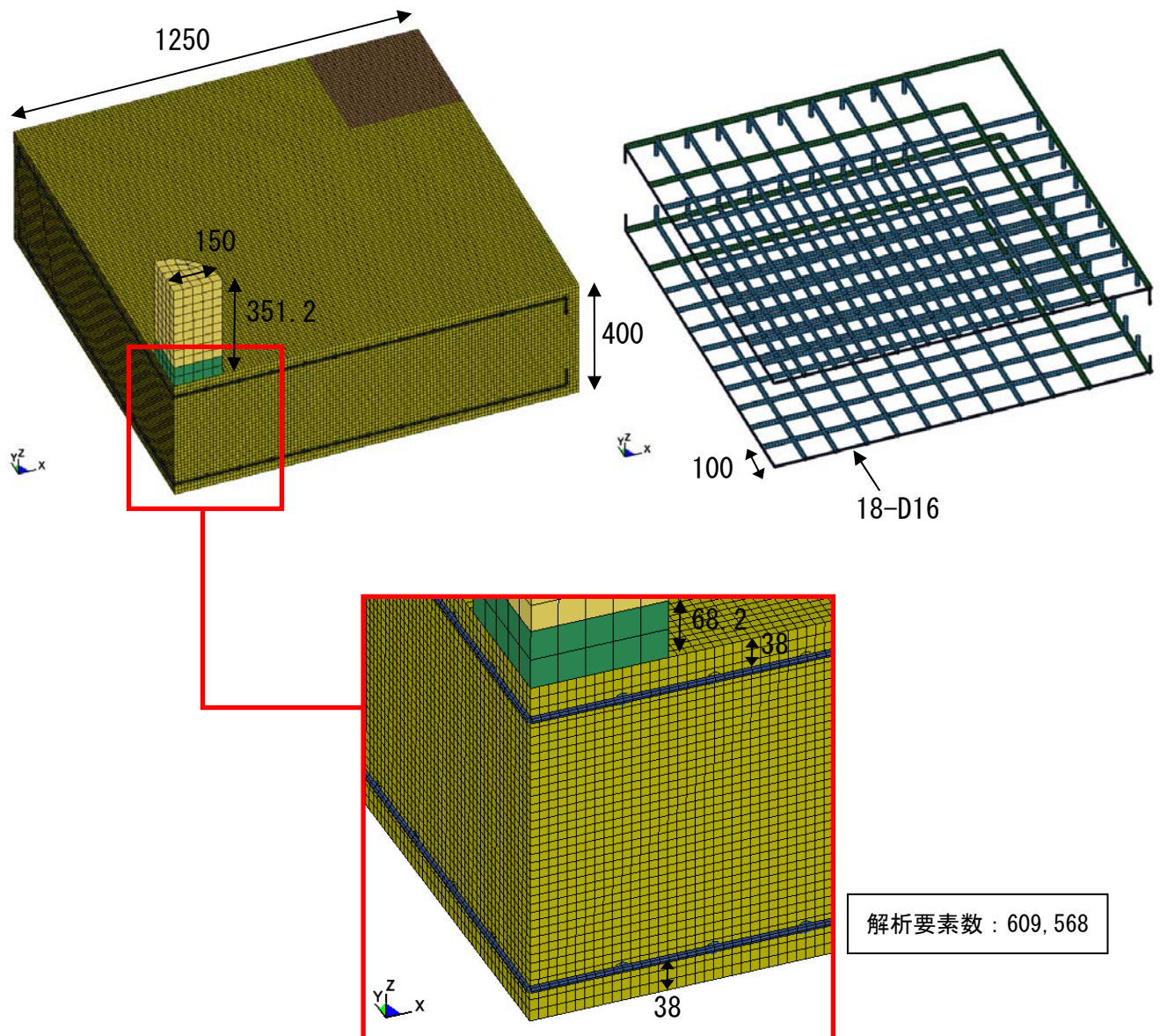


図 1 1 解析モデル

(c) 解析結果

① 塑性ひずみ分布

再現解析を実施した結果、有意なひずみ分布を生じる領域は、衝突面とその直下に限
定されていた。

鉄筋のひずみ分布を図 1 2 に示す。

衝突面直下の鉄筋には大きなひずみが発生するが、裏面の最大ひずみは約 2600μ で比
較的小さなものであった。

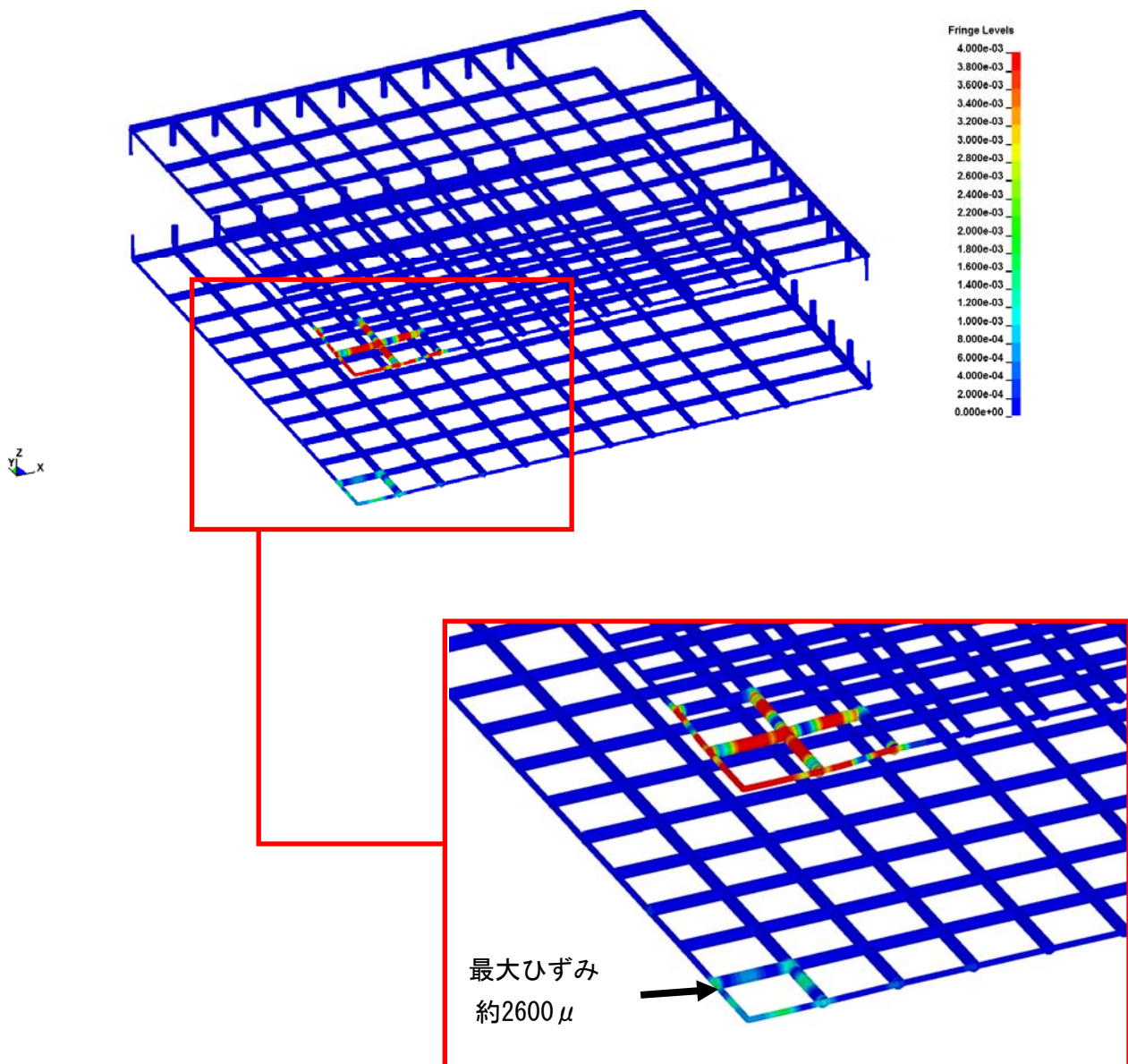


図 1 2 鉄筋のひずみ分布

②裏面鉄筋ひずみ

裏面鉄筋ひずみの時刻歴について LS-DYNA と実験結果とを比較したものを図 1 3 に示す。再現解析結果の方が実験値よりも大きめの値を示す傾向にあるが、実験値の最大プロットの約 2000μ の時点 (2msec) においては、解析結果も約 2000μ であり、LS-DYNA による鉄筋コンクリートの衝撃応答解析は概ね安全側に再現解析ができていると考える。

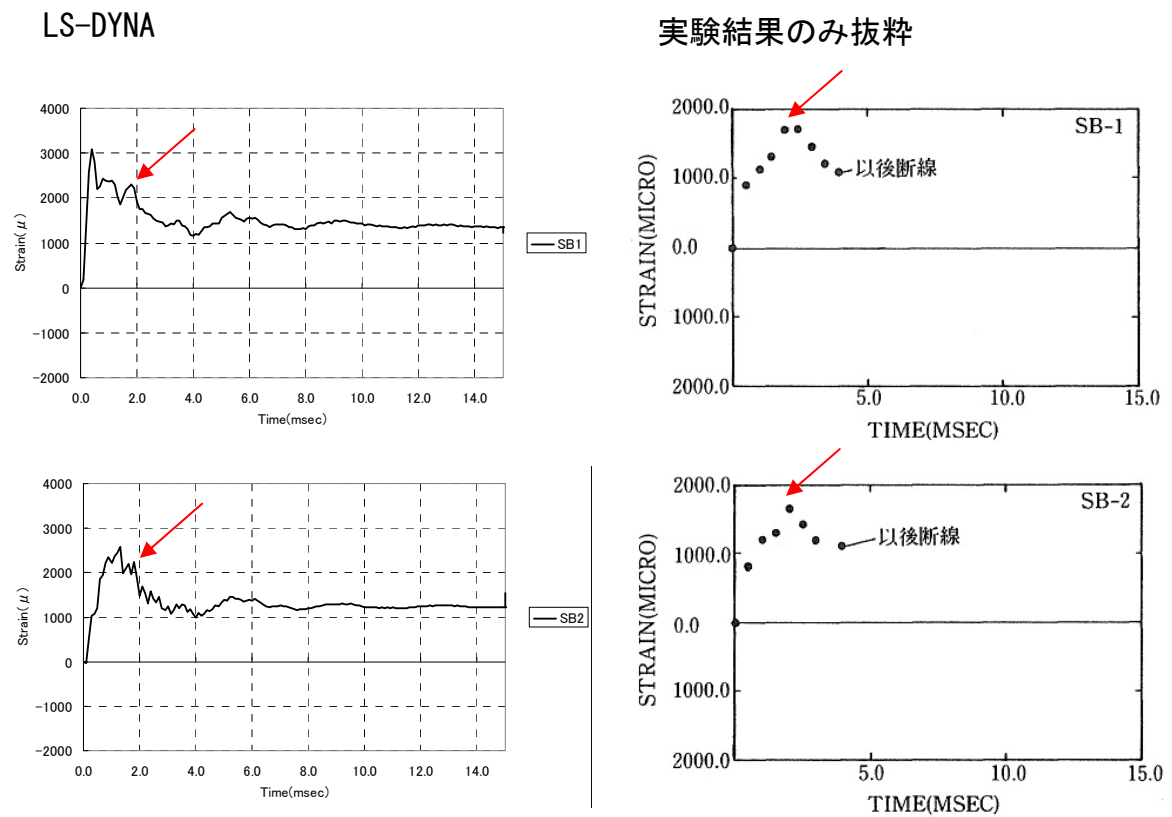


図 1 3 裏面鉄筋ひずみの時刻歴

5. まとめ

LS-DYNA は、衝撃問題のシミュレーションに優れており、原子力業界だけでなく自動車等の一般産業界においても幅広く使用されている。また、既往の文献における飛翔体の RC 床版への飛翔体衝突実験と LS-DYNA による検証解析結果から、衝突速度 40～250m/s 程度の範囲において、実験結果と同じ傾向をシミュレートでき、挙動を精度良く評価できることが確認できた。

したがって、竜巻影響評価の衝突解析に LS-DYNA を使用する場合は物性値や要素分割数は妥当であると判断する。

自動車の衝突方向の影響について

1. はじめに

自動車の衝突方向の影響を把握するため、トヨタ ヤリス（日本名：ヴィッツ）の公開データを用いて、LS-DYNA による解析を実施した。

2. 解析ケース

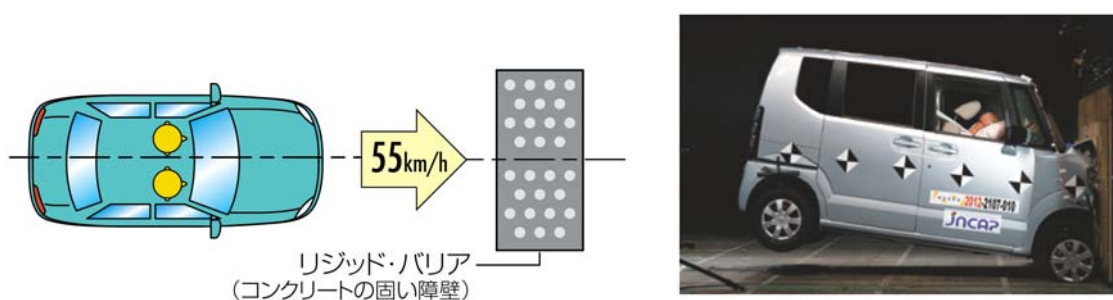
衝突面積が小さく、障壁に与えるエネルギー密度が高い、つまり単位面積当たりの荷重が大きくなる以下の3ケースについて解析を行った。なお、斜め衝突方向を前方とした理由は、まず正面衝突と後面衝突の解析を行い、比較した結果、正面衝突の方が障壁に発生した荷重（以下、「バリヤ荷重」という。）が大きかったからである。

- ・ 正面衝突
- ・ 後面衝突
- ・ 前方45° 衝突

3. 解析条件

今回は、竜巻影響評価を行う上で、適切な自動車の衝突方向を選定できているかを検証することが目的であるため、車両解析モデルは自動車メーカーの公開データから変更せず、衝突速度は自動車事故対策機構の標準前面試験速度を使用した。

- ・ 車体質量：1,262kg
- ・ 衝突速度：55km/h（＝15.3m/s）
- ・ 自動車が衝突する障壁はシェル要素で完全剛体とした。



出展：自動車アセスメント 2013.3（独立行政法人 自動車事故対策機構）

4. 解析結果

正面、後面、前方45°の衝突解析を実施した結果について、3方向の影響を比較するため、バリヤ荷重と時間との関係を図1にまとめた。これより、バリヤ荷重のピークは、後面衝突、前方45°衝突、正面衝突の順番で高くなっている。3方向のバリヤ荷重のピーク値を表1に示す。これより、自動車衝突時に障壁に発生した荷重は、後面衝突では正面衝突の約半分、前方45°衝突では約9割であり、正面衝突の場合が最も大きいことが確認できた。

また、参考として正面、後面、前方45°衝突時の状況等を図2～図7に示している。

なお、前方よりも後方のバリヤ荷重ピーク値が低くなった理由は、前方側は部材が多く、変形に抵抗するが、後方側は部材が少なく、トランクルームが空洞のため自由に変形できるためである。

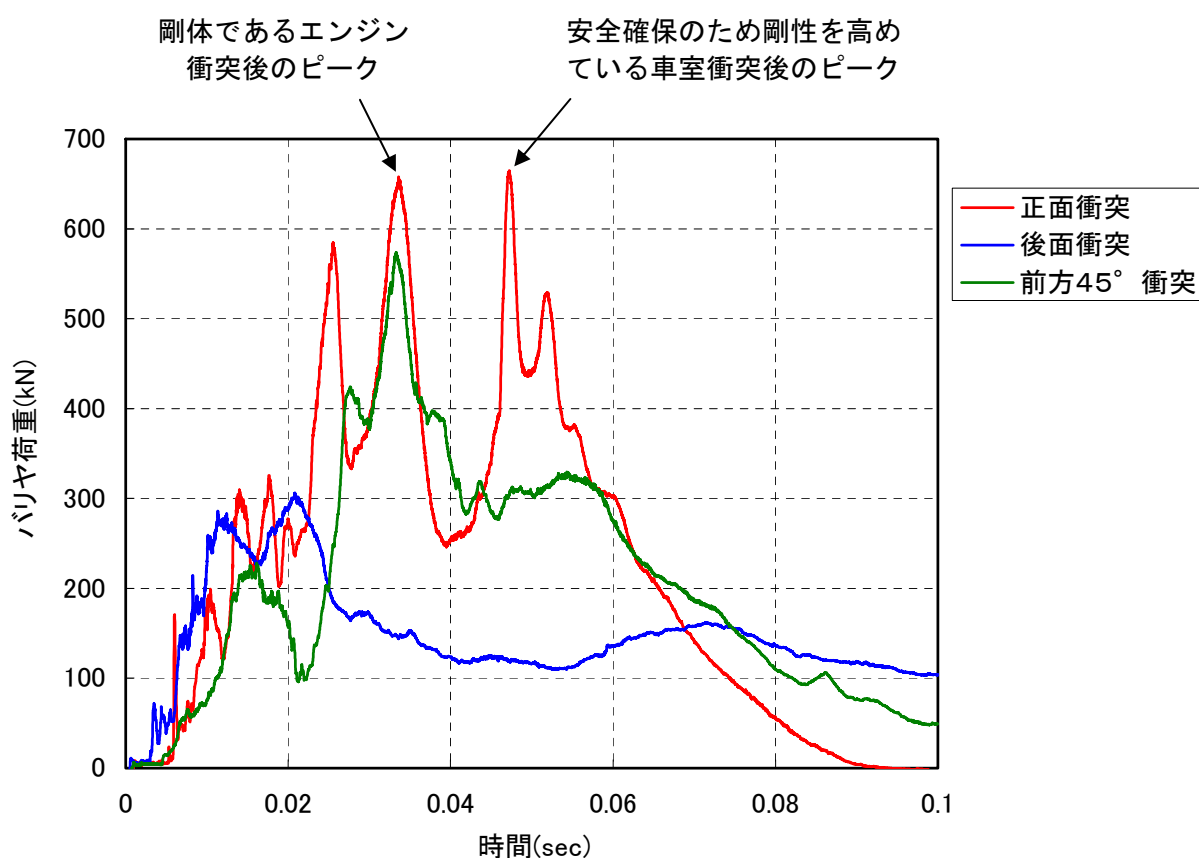


図1 バリヤ荷重と時間との関係（正面、後面、前方45°）

表1 バリヤ荷重のピーク値（正面、後面、前方45°）

	最大バリヤ荷重 (kN)	正面衝突との比率
正面衝突	665	1
後面衝突	306	0.46
前方45°衝突	574	0.86

5. まとめ

自動車の衝突方向の影響を把握するため、トヨタ ヤリス（日本名：ヴィッツ）の公開データを用いて、障壁に対し正面、後面、前方45°の3方向からの衝突解析を実施し、それらの解析結果を比較した結果、正面衝突の場合に障壁に発生した荷重が最も大きかったことから、竜巻影響評価の衝突解析において、正面衝突を想定することが妥当と判断している。

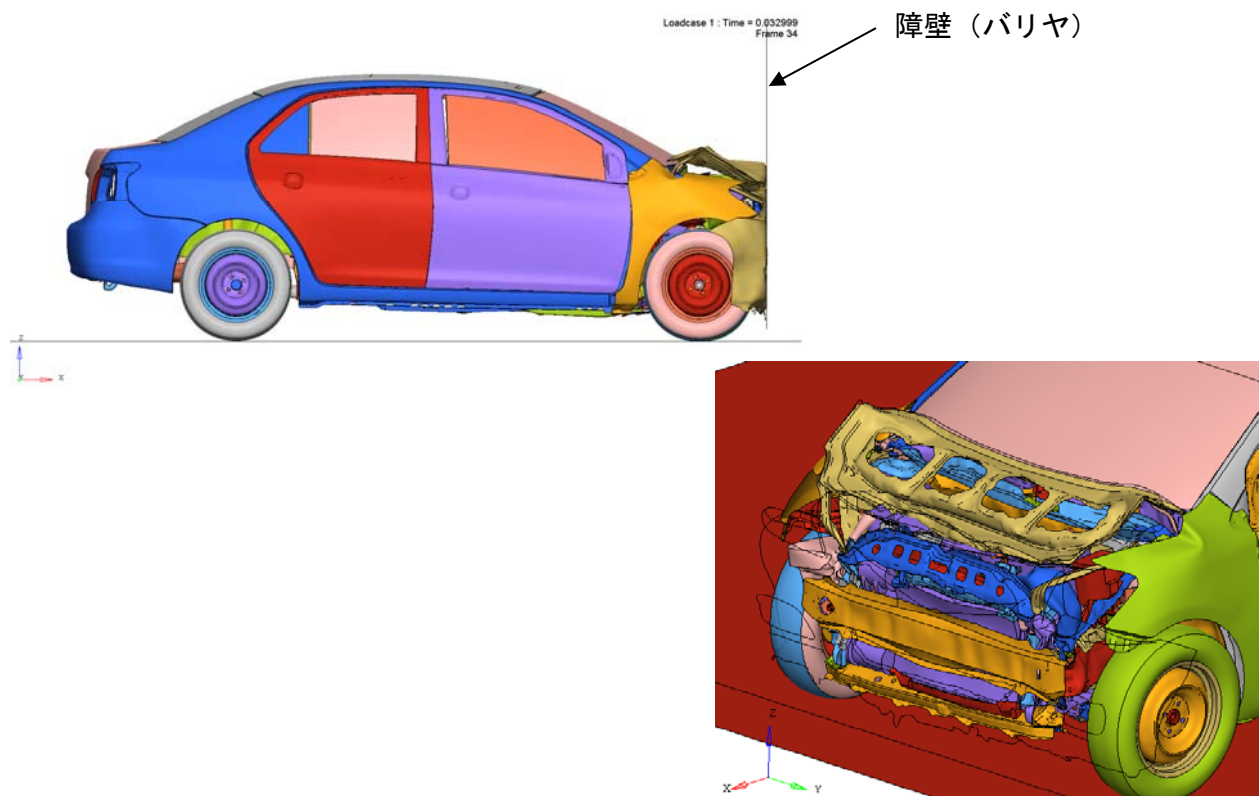


図2 正面衝突時の状況（エンジン衝突後のピーク）

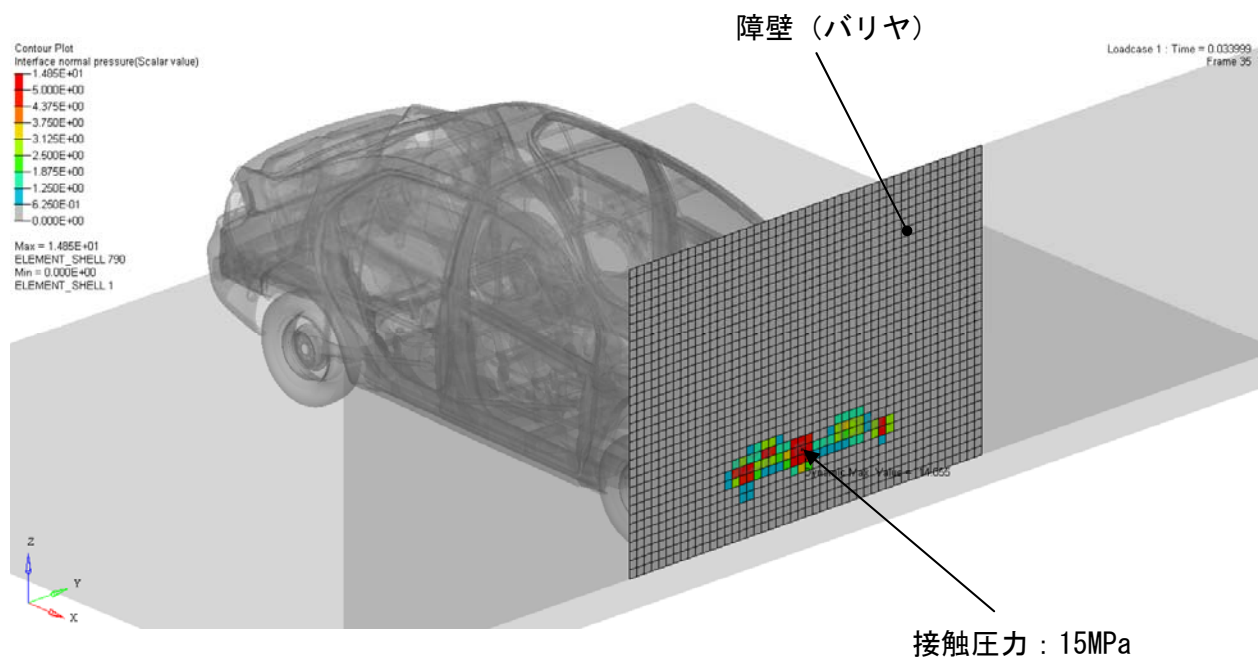


図3 正面衝突（エンジン衝突後のピーク）

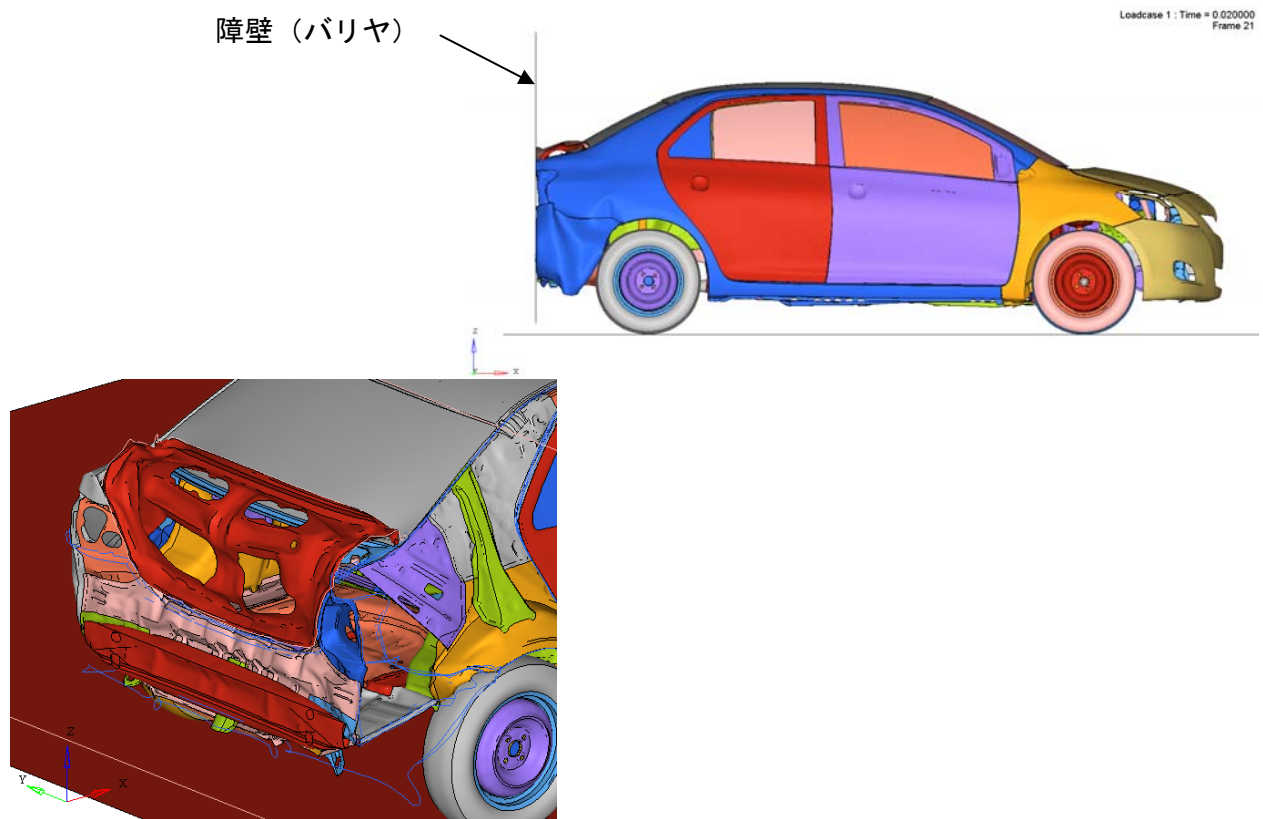


図4 後面衝突時の状況（最大荷重時）

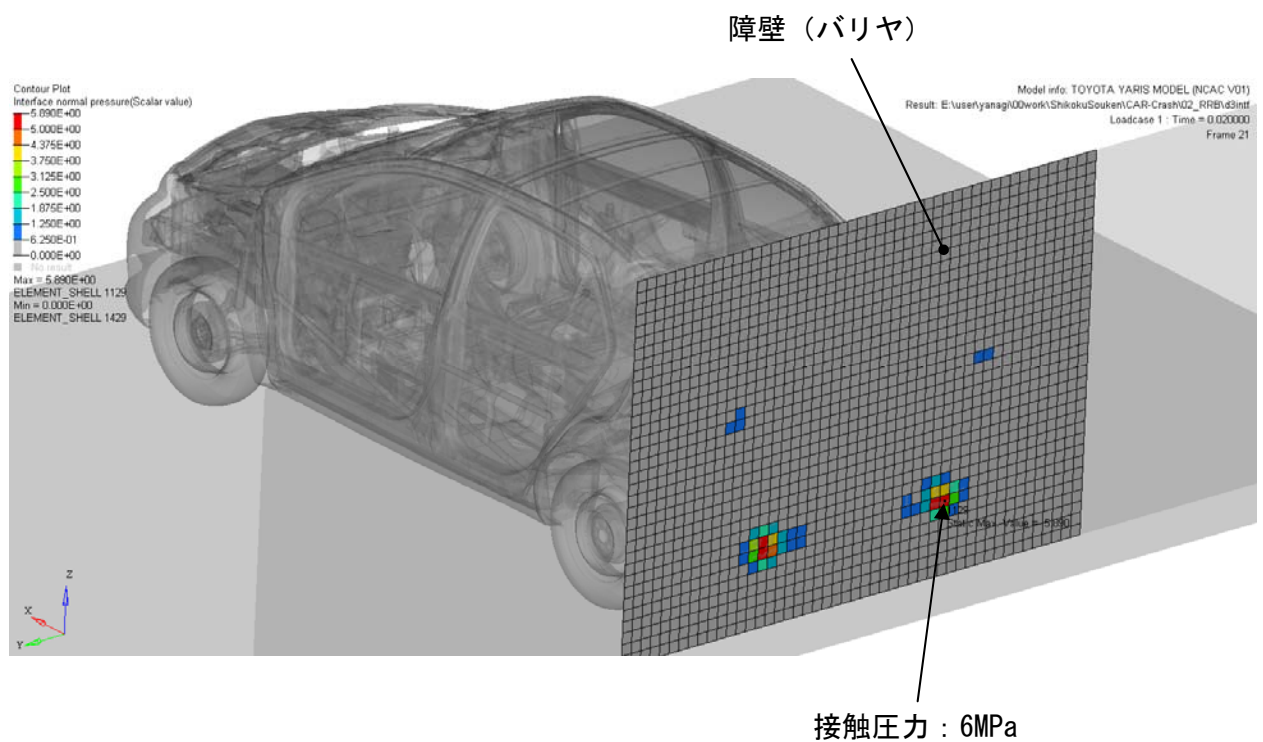


図5 後面衝突（最大荷重時）

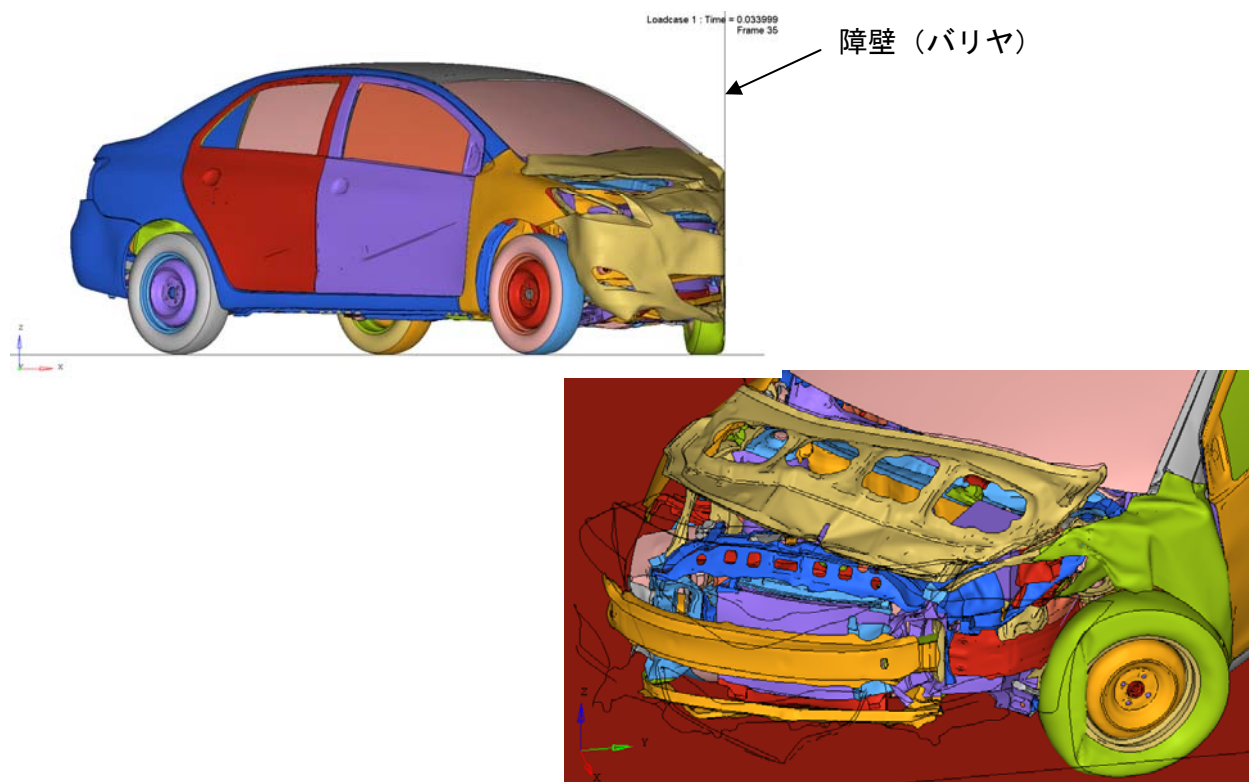


図6 前方45°衝突時の状況（最大荷重時）

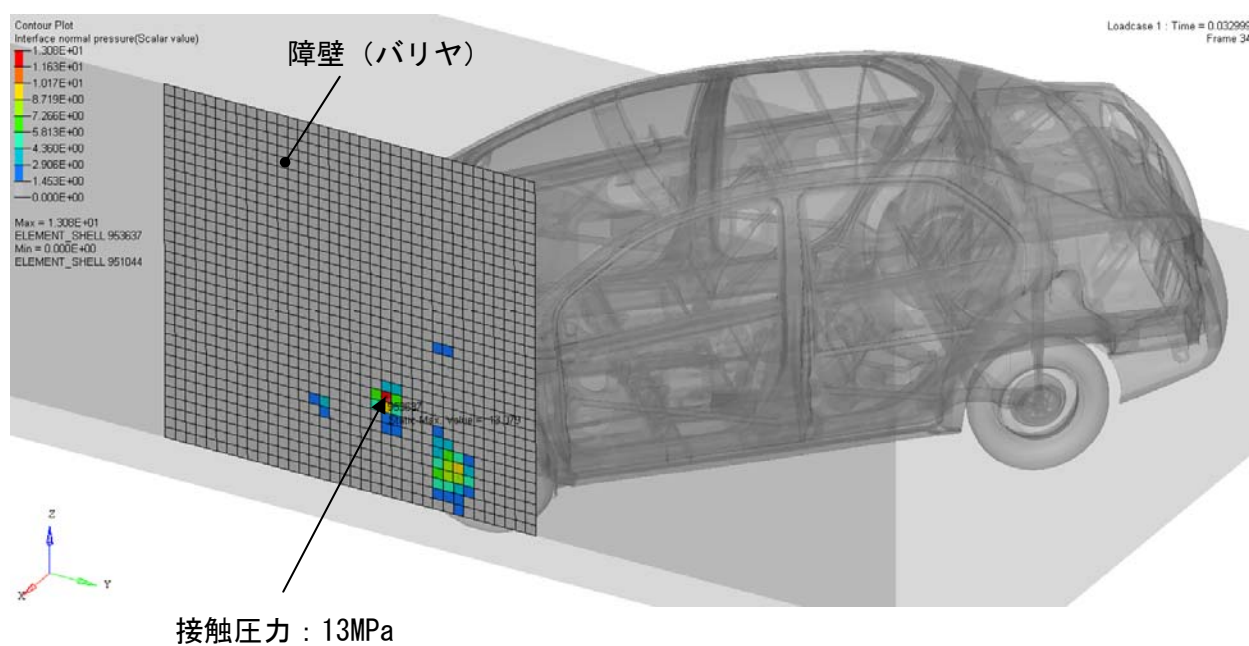


図7 前方45°後面衝突(最大荷重時)

竜巻による飛来物に対する影響評価で適用した解析条件について

本資料は、伊方発電所3号機の竜巻影響評価において、竜巻による飛来物に対する影響評価を実施する建物、構築物等及び竜巻防護対策の構造健全性確認を、動的有限要素法の解析コード「LS-DYNA」を用いて行う際の解析条件を整理したものである。

【適用要素】

鉄筋コンクリートのコンクリート部分については、鋼製材との接触の面積に対して板厚が大きく、かつ、鉄筋を入れる必要があるのでソリッド要素とした。

鉄筋については、ビーム要素とすると要素数の低減となり、ビーム要素でも精度良い解析ができることが確認されているため、ビーム要素とした。

飛来物の鋼製材、鉄骨及び鋼板については、板厚が小さく、かつ、軸圧壊や曲げ崩壊や貫通を問題としており板厚内の局所的な形状変化を問題としていないため、シェル要素とした。

なお、シェル及びソリッド要素については、一般的に三角形より四角形の方が計算精度が良いとされているため、四角形を使用した。

(参考文献1)

「構造工学シリーズ 衝撃実験・解析の基礎と応用」(土木学会)にて、鉄筋の要素をソリッド、シェル、ビームで衝撃解析し、ビーム要素を用いる場合にも適切な応答特性が得られるとある。

【要素分割】

飛来物による損壊を、「燃料取扱棟腰壁、原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋」については「鉄筋コンクリート」で、「燃料取扱棟屋根、原子炉補助建屋屋根、原子炉格納施設外周コンクリート壁トップドーム」については「鉄筋コンクリートとその内側にある鋼板」で、「水密扉、スライディングドア」については「2つの鋼板」で防護する必要がある。



【構成則】

コンクリートについては、既往の解析検証例を参考にLS-DYNAに標準で組み込まれている物性材料モデルMAT-SOIL-AND-FOAM（物性タイプ5）を使用した。

本モデルは、圧力を体積ひずみの関数として付与できることから、コンクリート特有の体積圧縮変化を再現できる特徴がある。

コンクリートの降伏条件にはVon-Misesを用い、圧力 P と主ひずみ ε との関係には3軸圧縮試験結果（図1）に基づいた次式を使用した。

なお、裏面剥離の有無を、鉄筋ひずみと内部エネルギーで判断しており、コンクリートの応力を使用していないことから、カットオフ値として引張強度に相当する圧力に達した後は、カットオフ圧力のまま引張応力を伝達することとしている。

$$P = 3.93 \times 10^4 \varepsilon - 4.85 \times 10^6 \varepsilon^2 + 2.41 \times 10^8 \varepsilon^3 \quad (\text{MPa})$$



図1 静水圧下におけるコンクリートの応力-ひずみの関係

（参考文献2）

「貯蔵建屋内金属キャスク落下衝撃解析手法の整備に関する報告書（平成18年6月 独立行政法人原子力安全基盤機構）」にて、物性材料モデル MAT-SOIL-AND-FORM（物性タイプ5）が使用され、貯蔵建屋内における金属キャスクの落下時の挙動を精度良く評価できると判断されている。（添付資料2を参照）

金属材料については、既往の解析検証例を参考に LS-DYNA に標準で組み込まれている物性材料モデル MAT-PIECEWISE-LINEAR-PLASTICITY（物性タイプ 24）を使用した。

本モデルは、降伏後の相当塑性ひずみ－相当応力の関係を多直線近似し、ひずみ速度依存性を考慮できる特徴がある。

炭素鋼 SS400 については、弾塑性体の静的応力－ひずみ線図で降伏棚のあるひずみ硬化型（マルチリニア型）構成式を使用した。

$$\sigma = \sigma_s = A \quad (\varepsilon < \varepsilon_{sy})$$

$$\sigma = B \varepsilon^n \quad (\varepsilon > \varepsilon_{sy})$$

ここで、既往の材料試験に基づく知見より、 $A=228 \text{ MPa}$ 、 $B=889 \text{ MPa}$ 、 $n=0.3038$ とした。

弾塑性体の応力－ひずみ関係および材料物性値を図 2 に示す。

本構成式の降伏応力と図 2 で示した降伏応力には差異があるため、その降伏応力の比率を係数として上記構成式に乗じて、応力－ひずみ関係を導出し、解析に入力した。



図 2 応力－ひずみ関係（SS400）

（出典）「使用済み核燃料輸送容器の構造解析プログラムの開発・整備に関する調査報告書（Ⅲ）」，1985 年 11 月，（社）日本機械学会

「平成 20 年度 中間貯蔵施設基準体系整備事業(燃料健全性に関する調査報告書) 平成 21 年 7 月（独）原子力安全基盤機構」の引用文献

その他の炭素鋼（SM 材、SD 材）については、降伏後の塑性硬化を考慮したバイリニア型の等方弾塑性体モデルを使用した。（図 3）

降伏後の塑性硬化係数（2 次勾配 E' ）は、一般的に初期弾性係数 E の 1 % である。

ここで、炭素鋼（SS400、SM490A, B、SD345）は、破断伸びが JIS で 17% 以上は保証されており、十分な延性があることから、破断ひずみによるカットオフは使用していない。

なお、破断ひずみによるカットオフを適用する場合、その旨、明記する。

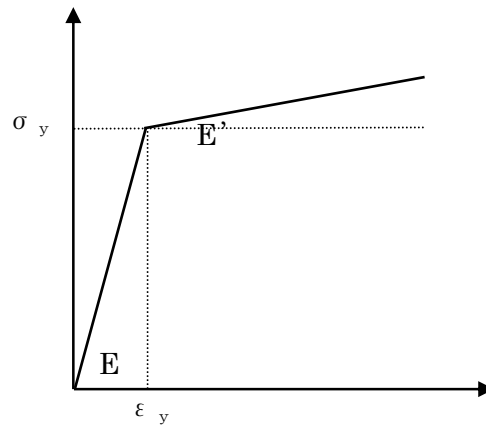


図 3 応力-ひずみ関係（その他の炭素鋼）

【ひずみ速度効果】

竜巻による飛来物に対する解析は、衝撃問題で変形速度が大きいため、ひずみ速度効果を考慮した。

表 1 に示す土木学会の衝撃問題の特性によると、衝突速度 1 ～100m/s 程度にて、ひずみ速度は約 1 ～10 (1/s) となることから、竜巻影響評価の衝突速度 30 ～60 m/s 程度では、約 10 (1/s) のひずみ速度が構成部材にかかり、変位に対する強度上昇効果が現れる。このひずみ速度効果として、コンクリートは、CEB-FIP※モデルコードに基づき、コンクリート圧縮強度を 1.6 倍とし、引張強度を 1.8 倍とした。

※ CEB：ヨーロッパ国際コンクリート委員会

FIP：国際プレストレストコンクリート連合

また、金属材料（鉄筋、飛来物）は、ひずみ速度効果として Cowper－Symonds の式を適用した。具体的なひずみ速度効果の算定方法を以下に述べる。

表 1 衝撃問題の特性

--

①コンクリート

コンクリート床版の材料物性にひずみ速度効果を考慮するために、CEB-FIP を用いて、縦弾性係数、圧縮強度及び引張強度の増倍率を算出した。

【縦弾性係数増倍率】

$$\frac{E_{c,imp}}{E_{ci}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}_c}{\dot{\epsilon}_{co}} \right)^{0.026} \quad CEB-FIP (2.1-51b)$$

$E_{c,imp}$: 衝撃時の縦弾性係数

E_{ci} : コンクリートの縦弾性係数 = $2.34 \times 10^4 (MPa)$

$\dot{\epsilon}_c$: ひずみ速度 (s^{-1}) = 10

$\dot{\epsilon}_{co}$: $-30 \times 10^{-6} s^{-1}$

CEB-FIP (2.1-51b) を用い、増倍率を算出すると、1.39 となったため、増倍率は一律 1.4 とした。

【圧縮強度増倍率】

$$\frac{f_{c,imp}}{f_{cm}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}_c}{\dot{\epsilon}_{co}} \right)^{1.026\alpha_s} \quad \text{for } |\dot{\epsilon}_c| \leq 30s^{-1} \quad CEB-FIP (2.1-45a)$$

$$\frac{f_{c,imp}}{f_{cm}} = \gamma_s \left(\frac{\dot{\epsilon}_c}{\dot{\epsilon}_{co}} \right)^{1/3} \quad \text{for } |\dot{\epsilon}_c| > 30s^{-1} \quad CEB-FIP (2.1-45b)$$

with

$$\log \gamma_s = 6.156\alpha_s - 2 \quad CEB-FIP (2.1-46)$$

$$\alpha_s = \frac{1}{5 + 9 f_{cm} / f_{cmo}} \quad CEB-FIP (2.1-44a)$$

$f_{c,imp}$ は、衝撃時の圧縮強度

f_{cm} は、圧縮強度 = $270 (kg/cm^2) \times 9.80665 \div 100 = 26.48 (MPa)$

$f_{cmo} = 10MPa$

$\dot{\epsilon}_c, \dot{\epsilon}_{co}$ は、縦弾性係数増倍率の場合と同じ。

CEB-FIP (2.1-44, 45, 46) 式より増倍率を算出すると、1.57 となったため、増倍率は一律 1.6 とした。

【引張強度増倍率】

$$\frac{f_{ct,imp}}{f_{ctm}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}_{ct}}{\dot{\epsilon}_{cto}} \right)^{1.016\delta_s} \quad \text{for } \dot{\epsilon}_{ct} \leq 30s^{-1} \quad CEB-FIP (2.1-49a)$$

$$\frac{f_{ct,imp}}{f_{ctm}} = \beta_s \left(\frac{\dot{\epsilon}_{ct}}{\dot{\epsilon}_{cto}} \right)^{1/3} \quad \text{for } \dot{\epsilon}_{ct} > 30s^{-1} \quad CEB-FIP (2.1-49b)$$

with

$$\log \beta_s = 7.112\delta_s - 2.33 \quad CEB-FIP (2.1-50)$$

$$\delta_s = \frac{1}{10 + 6 f_{cm} / f_{cmo}} \quad CEB-FIP \text{ (2. 1-48a)}$$

$f_{ct,imp}$ は、衝撃時の引張強度

$f_{ctm} = f_{cm}$ は、引張強度 = $27 (\text{kg}/\text{cm}^2) \times 9.80665 \div 100 = 2.65 (\text{MPa})$

$f_{cmo} = 10 \text{MPa}$

$\dot{\varepsilon}_{ct}$ は、ひずみ速度=10

$\dot{\varepsilon}_{cto} = 3 \times 10^{-6} \text{s}^{-1}$

CEB-FIP (2. 1-48, 49, 50) 式より増倍率を算出すると、1.80 となったため、増倍率は一律 1.8 とした。

②金属材料（鉄筋、鉄骨、飛来物の鋼製材）

飛来物は高速で衝突するため、飛来物の変形速度は大きくなり、ひずみ速度依存性の効果が現れる。

このため、ひずみ速度依存性は次式に示す Cowper-Symonds の式を適用した。（図 4）

$$\sigma_D = \sigma_S \cdot \left(1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{P}} \right)$$

ここで、 σ_D は動的応力、 σ_S は静的応力、 $\dot{\varepsilon}$ はひずみ速度、 C 及び P はひずみ速度依存性パラメータを表す。

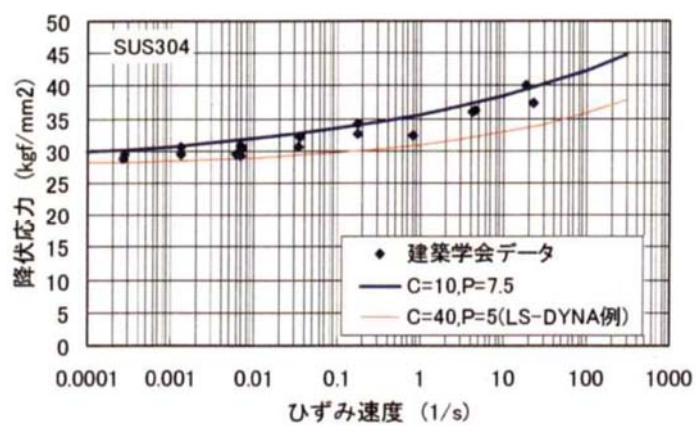
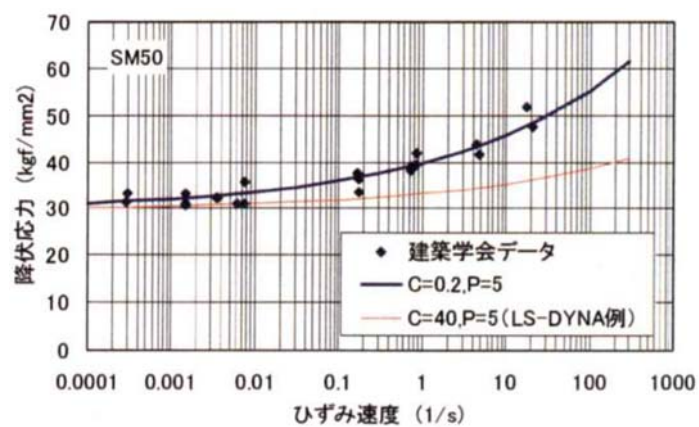


図4 Cowper-Symonds によるひずみ速度依存パラメータ

(出典) 「平成 15 年度 金属キャスク貯蔵技術確証試験報告書 (2 / 3)」,
平成 16 年 6 月, (独) 原子力安全基盤機構

【材料物性値】

耐衝撃設計手法報告書の記載値及びひずみ速度効果を考慮し、衝突解析に使用した材料物性を以下に示す。

なお、データはひずみ速度効果を入れていない値である。

(1) コンクリート

密度 (ton/mm ³)	2.150E-09
せん断弾性係数 (MPa)	9,750
圧縮強度 (MPa)	26.5
引張強度 (MPa)	2.65
ヤング率 (MPa)	23,400
ポアソン比	0.20
ひずみ速度パラメータ	ヤング率 1.4 倍 圧縮 1.6 倍 引張 1.8 倍

(2) 鉄筋 (SD345)

密度 (ton/mm ³)	7.860E-09
ヤング率 (MPa)	205,000
ポアソン比	0.3
降伏応力 (MPa)	345
塑性硬化係数 (MPa)	2,050
ひずみ速度パラメータ C (1/ms)	0.2
P	5

(3) SS400

厚さ (mm)	16 以下	16 を超え 40 以下
密度 (ton/mm ³)※	7.860E-09	7.860E-09
ヤング率 (MPa)	203,000	203,000
ポアソン比	0.3	0.3
降伏応力 (MPa)	245	235
加工硬化係数	n 乗則を適用 (n=0.3038)	n 乗則を適用 (n=0.3038)
ひずみ速度パラメータ C (1/ms)	0.2	0.2
P	5	5

※ 飛来物は全重量にて調整する

(4) SM490A, B

厚さ (mm)	16 以下	16 を超え 40 以下	40 を超え 100 以下
密度 (ton/mm ³)	7.860E-09	7.860E-09	7.860E-09
ヤング率 (MPa)	203,000	203,000	203,000
ポアソン比	0.3	0.3	0.3
降伏応力 (MPa)	325	315	295
塑性硬化係数 (MPa)	2,030	2,030	2,030
ひずみ速度パラメータ C (1/ms)	0.2	0.2	0.2
P	5	5	5

(5) 亜鉛メッキ鋼板 (デッキプレート)

密度 (ton/mm ³)	7.860E-09
ヤング率 (MPa)	203,000
ポアソン比	0.3
降伏応力 (MPa)	205
塑性硬化係数 (MPa)	2,030
ひずみ速度パラメータ C (1/ms)	0.2
P	5

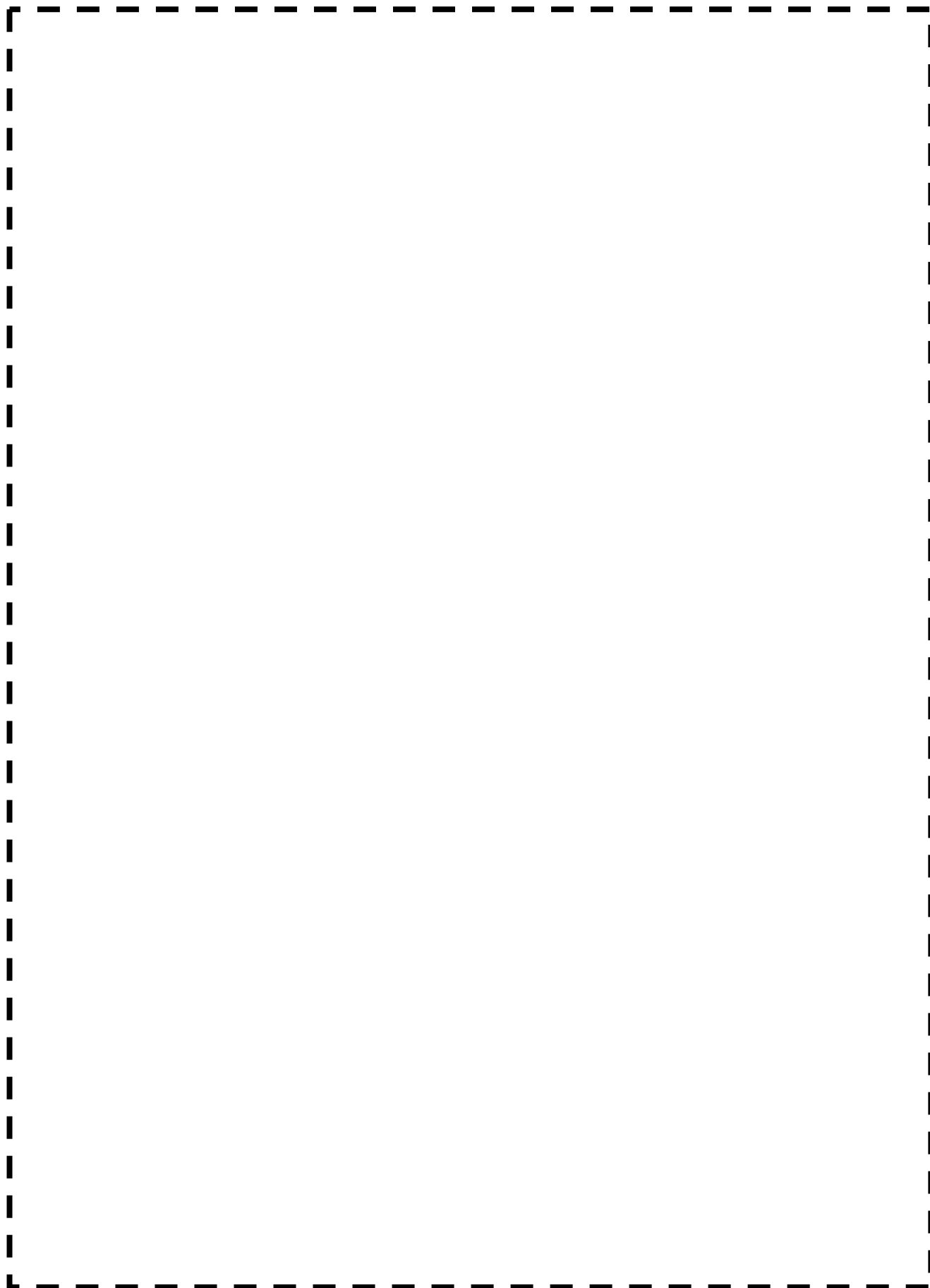
(6) SUS304

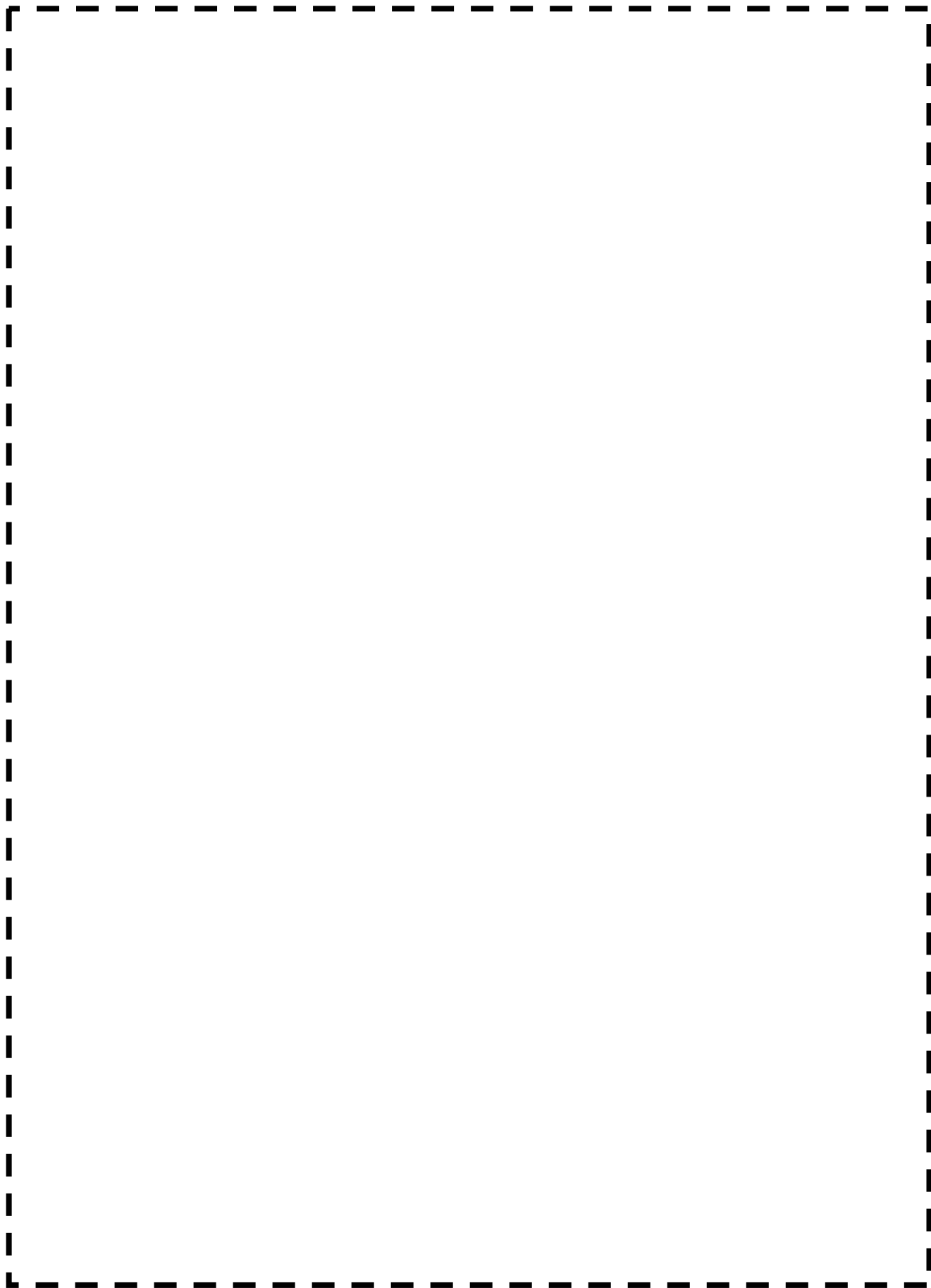
密度 (ton/mm ³)	7.920E-09
ヤング率 (MPa)	195,000
ポアソン比	0.3
降伏応力 (MPa)	205
塑性硬化係数 (MPa)	1,950
ひずみ速度パラメータ C (1/ms)	10
P	7.5

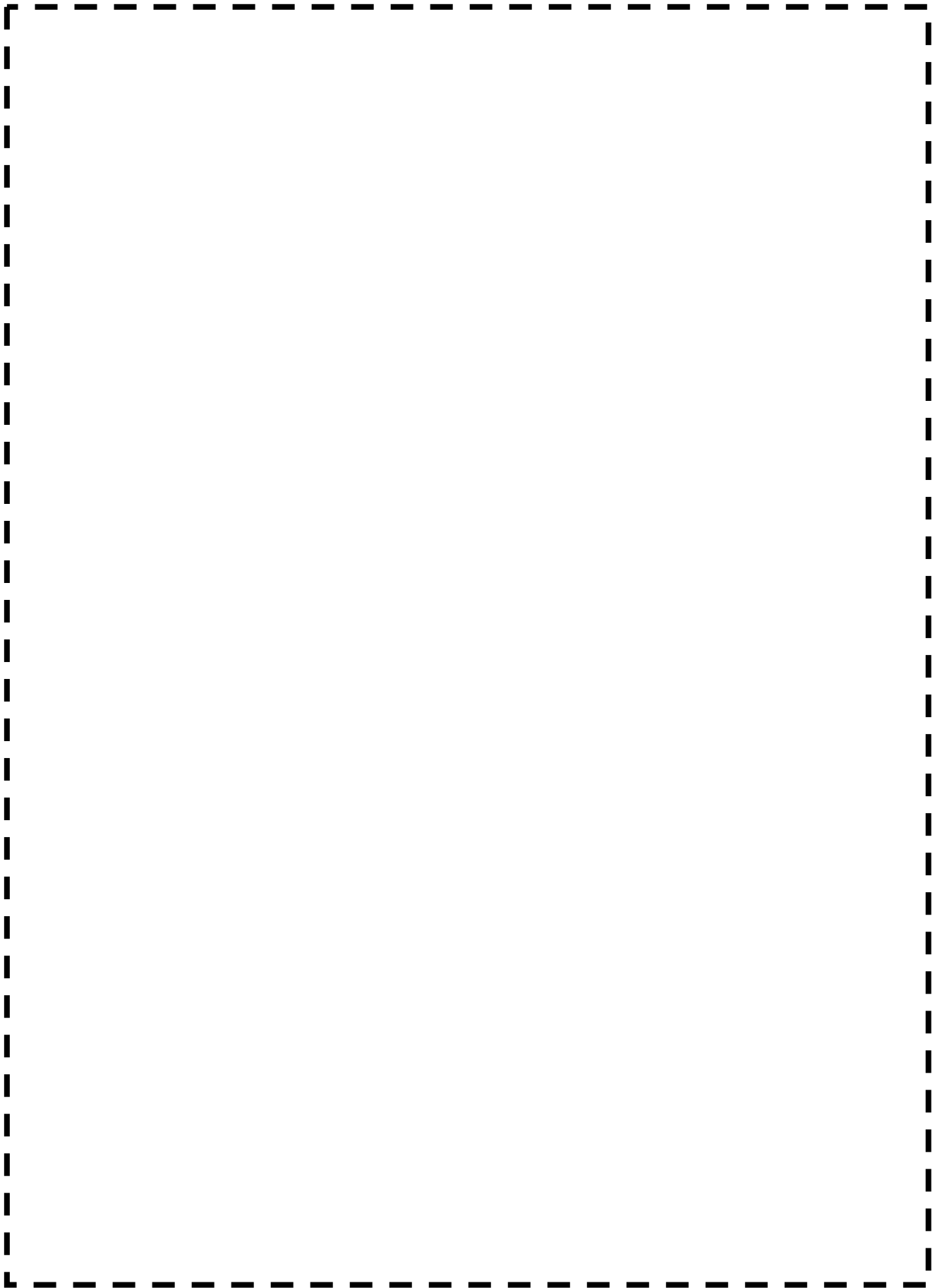
(7) 衝撃吸収材



密度 (ton/mm ³)	2.690E-09
ヤング率 (MPa)	68,940
ポアソン比	0.33
降伏応力 (MPa)	110
塑性硬化係数 (MPa)	365
ひずみ速度パラメータ C (1/ms)	—
P	—







貯蔵建屋内金属キャスク落下衝撃解析手法の整備 に関する報告書

平成 18 年 6 月

独立行政法人 原子力安全基盤機構

かい要素分割とした。

コンクリート床版については、トラニオン及び本体胴の頭部が衝突・貫入する部位、本体胴と衝突する部位、その他の3つに区分し、それぞれを細かい／中程度／粗い要素分割とした。

また、表 2-2 に要素タイプ及び材料タイプの一覧を示す。模擬レジンとして使用しているコンクリート及び鉄筋コンクリート床版のコンクリートを除き、全て等方弾塑性体としてモデル化した。また、ボルトのネジ軸については、温度荷重を与えて締付トルクに対応したボルト軸力を発生させることを目的に、温度依存性弾塑性体モデルを用いた。

コンクリート床版については、コンクリートに土質体・クラッシュブルフォーム^{用1)}、鉄筋に等方弾塑性体を用いた。

(4) キャスク特性

キャスクの質量、慣性モーメント等を表 2-3 に示す。ただし、解析では対称性を考慮して 1/2 モデルとしたので、解析モデルは 1/2 の質量及び慣性モーメントになっている。

また、同表に、それらの値を用いて計算した衝突速度及び衝突回転速度を記載した。

(5) 材料物性

解析モデルに使用した材料物性値を表 2-4 に示す。

本体、蓋、トラニオン、ボルトの頭、座金及び鉄筋コンクリート床版の鉄筋については、ひずみ速度を考慮した。

模擬レジンのコンクリートには、圧縮状態と引張状態で異なるひずみ－応力関係を定義できる等方弾塑性体モデルを用いた。その物性値は特性試験結果を用いた。

鉄筋コンクリート床版のコンクリートの降伏条件には Von-Mises、圧力 P と主ひずみ ϵ との関係には 3 軸圧縮試験結果に基づいた次式^{(3)、(4)}を用いた。

$$P = 3.93 \times 10^4 \epsilon - 4.85 \times 10^6 \epsilon^2 + 2.41 \times 10^8 \epsilon^3 \quad [\text{MPa}]$$

2.2 解析条件

(1) 落下姿勢

図 2-7 に示すように、上方 1m の水平姿勢から床版へ自由落下する場合の水平 1m 落下と、同じく上方 1m の水平姿勢から、後部トラニオン位置が支持されて床版へ回転落下する場合の回転 1m 落下の二つの落下姿勢について解析モデルを作成した。なお、床版に衝突する直前、つまり、トラニオンが床版に接触する直前を初期状態として、その状態から初期速度ないし初期回転速度を与えて解析を開始するようにした。

竜巻防護施設を内包する施設の構造健全性(構造骨組)の評価

設計竜巻による複合荷重 W_{T1} (W_P) 及び W_{T2} ($W_W + 0.5W_P + W_M$) により生じる層せん断力を解析モデルにおける部材ごとに算出し、各建屋ともに評価基準値(終局せん断耐力/1.5) 以下であることを確認した。

1. 風圧力による荷重(W_W)の算定

各部材に生じる風圧力を下式により算出する。なお、風圧力算定に用いるパラメータは添付資料 1 による。

$$W_W = q \cdot G \cdot C \cdot A$$

q : 設計用速度圧

G : ガスト影響係数

C : 風力係数

A : 施設の受圧面積

2. 気圧差による荷重(W_P)の算定

気圧差により各部材に生じる荷重を下式により算出する。

$$W_P = \Delta P_{\max} \cdot A$$

$\Delta P_{\max}$: 最大気圧低下量

A : 施設の受圧面積

$$\begin{aligned} \Delta P_{\max} &= \rho \cdot V_{Rm}^2 \\ &= 1.22 \times (85\text{m/s})^2 \\ &= 88.1\text{hPa} \rightarrow 89\text{hPa} \quad (8,900\text{N/m}^2) \end{aligned}$$

3. 受圧面積(A)の算定

風圧力による荷重(W_W) 及び気圧差による荷重(W_P) を算定する際の受圧面積は、建屋の形状を考慮して算定する。荷重は、原子炉建屋、原子炉補助建屋の解析モデルに節点荷重として与えるが、節点荷重を算出する際の受圧面積は、当該節点とその一つ下層の節点までの距離を面積算出用の高さとして設定し、外壁幅との積により算定する。

風圧力による荷重の算定における受圧面積については、保守的な評価として原子炉建屋、原子炉補助建屋、タービン建屋の隣接の影響は考慮せず、東西・南北方向について検討を行う。

気圧差による荷重の算定における受圧面積については、安全側の評価として、風圧力による荷重算定における風上・風下の受圧面積のうち大きい値を採用する。

(1) 外周コンクリート壁(O/S)

外周コンクリート壁の受圧面積算定区分を図 3.1 に、各部材の受圧面積を表 3.1 に示す。

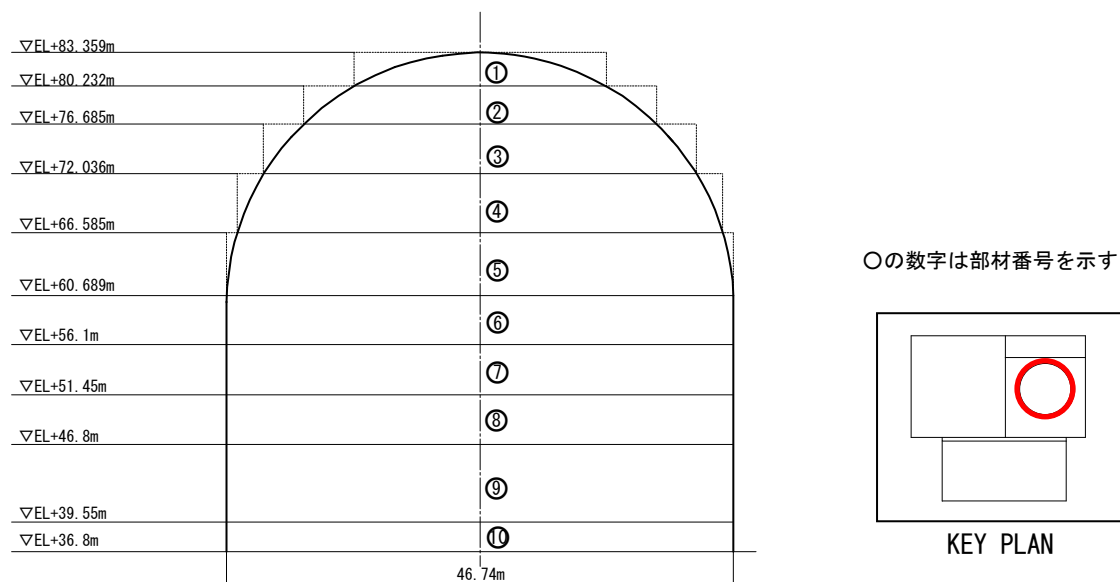


図 3.1 外周コンクリート壁の受圧面積算定区分

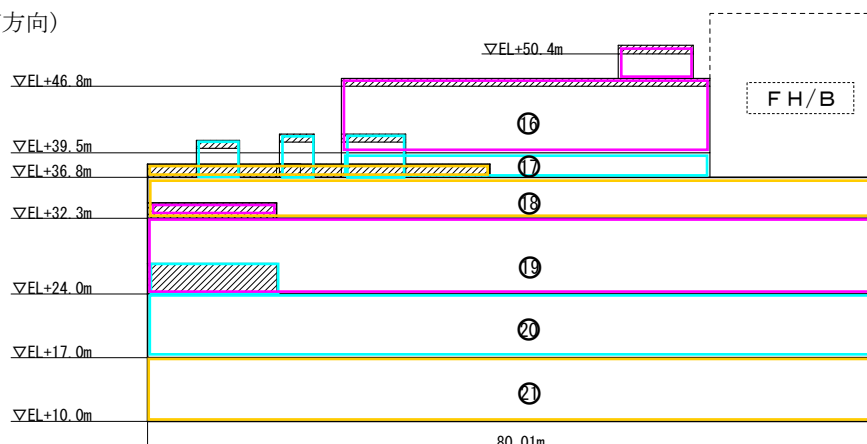
表 3.1 外周コンクリート壁の受圧面積

E.L. (m)	部材 番号	受圧面積 (m^2)
83.359	1	80
80.232	2	120
76.685	3	190
72.036	4	250
66.585	5	280
60.689	6	220
56.1	7	220
51.45	8	220
46.8	9	340
39.55	10	130
36.8		

(2) 原子炉周辺建屋 (R E / B)

原子炉周辺建屋の受圧面積算定区分を図 3.2 に、各部材の受圧面積を表 3.2 に示す。

(E W 方向)



(N S 方向)

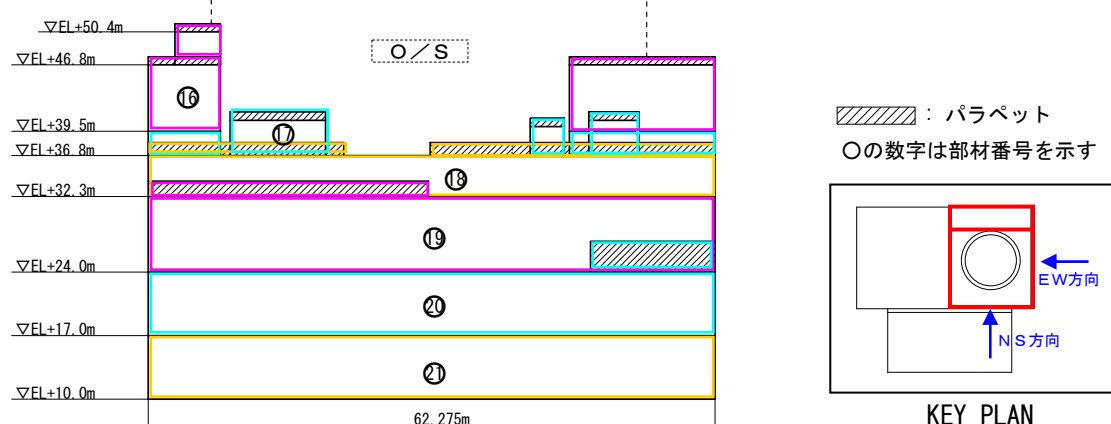


図 3.2 原子炉周辺建屋の受圧面積算定区分

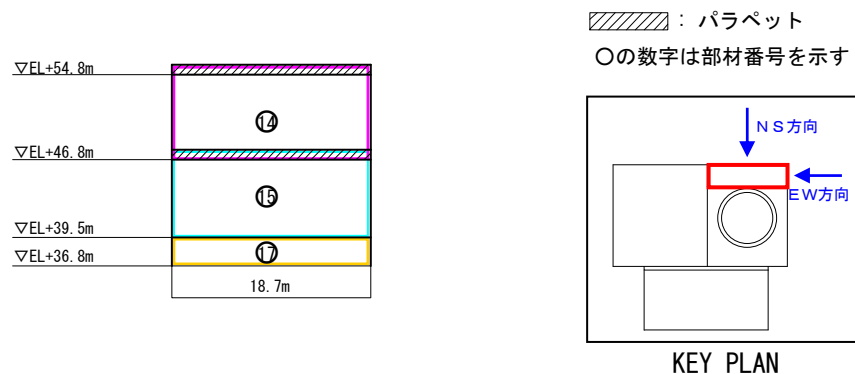
表 3.2 原子炉周辺建屋の受圧面積

E. L. (m)	部材 番号	E W 方向 受圧面積		N S 方向 受圧面積	
		部位	A (m ²)	部位	A (m ²)
46.8	16	パラペット	110	パラペット	80
		風上	330	風上	20
39.5	17	風下	330	風下	250
		パラペット	30	パラペット	50
		風上	180	風上	80
36.8	18	風下	130	風下	140
		パラペット	80	パラペット	90
		風上	370	風上	0
32.3	19	風下	370	風下	290
		パラペット	30	パラペット	60
		風上	670	風上	520
24.0	20	風下	670	風下	520
		パラペット	50	パラペット	50
		風上	570	風上	440
17.0	21	風下	570	風下	440
		パラペット	0	パラペット	0
		風上	570	風上	440
10.0		風下	570	風下	440

(3) 燃料取扱棟 (F H／B)

燃料取扱棟の受圧面積算定区分を図 3.3 に、各部材の受圧面積を表 3.3 に示す。

(E W方向)



(N S方向)

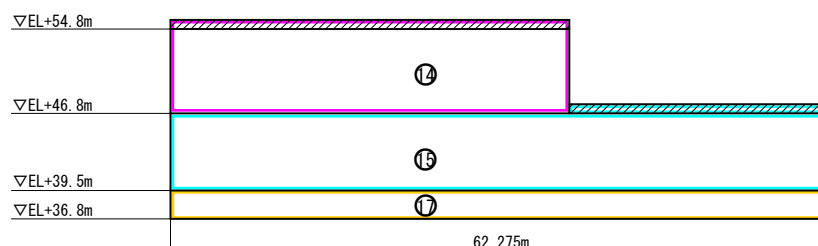


図 3.3 燃料取扱棟の受圧面積算定区分

表 3.3 燃料取扱棟の受圧面積

E. L. (m)	部材 番号	E W方向 受圧面積		N S方向 受圧面積	
		部位	A(m ²)	部位	A(m ²)
54.8	14	パラペット	40	パラペット	40
		風上	150	風上	310
46.8	15	風下	150	風下	310
		パラペット	20	パラペット	30
39.5	17	風上	140	風上	480
		風下	140	風下	0
36.8	17	風上	60	風上	290
		風下	60	風下	0

(4) 原子炉補助建屋 (A/B)

原子炉補助建屋の受圧面積算定区分を図 3.4 に、各部材の受圧面積を表 3.4 に示す。

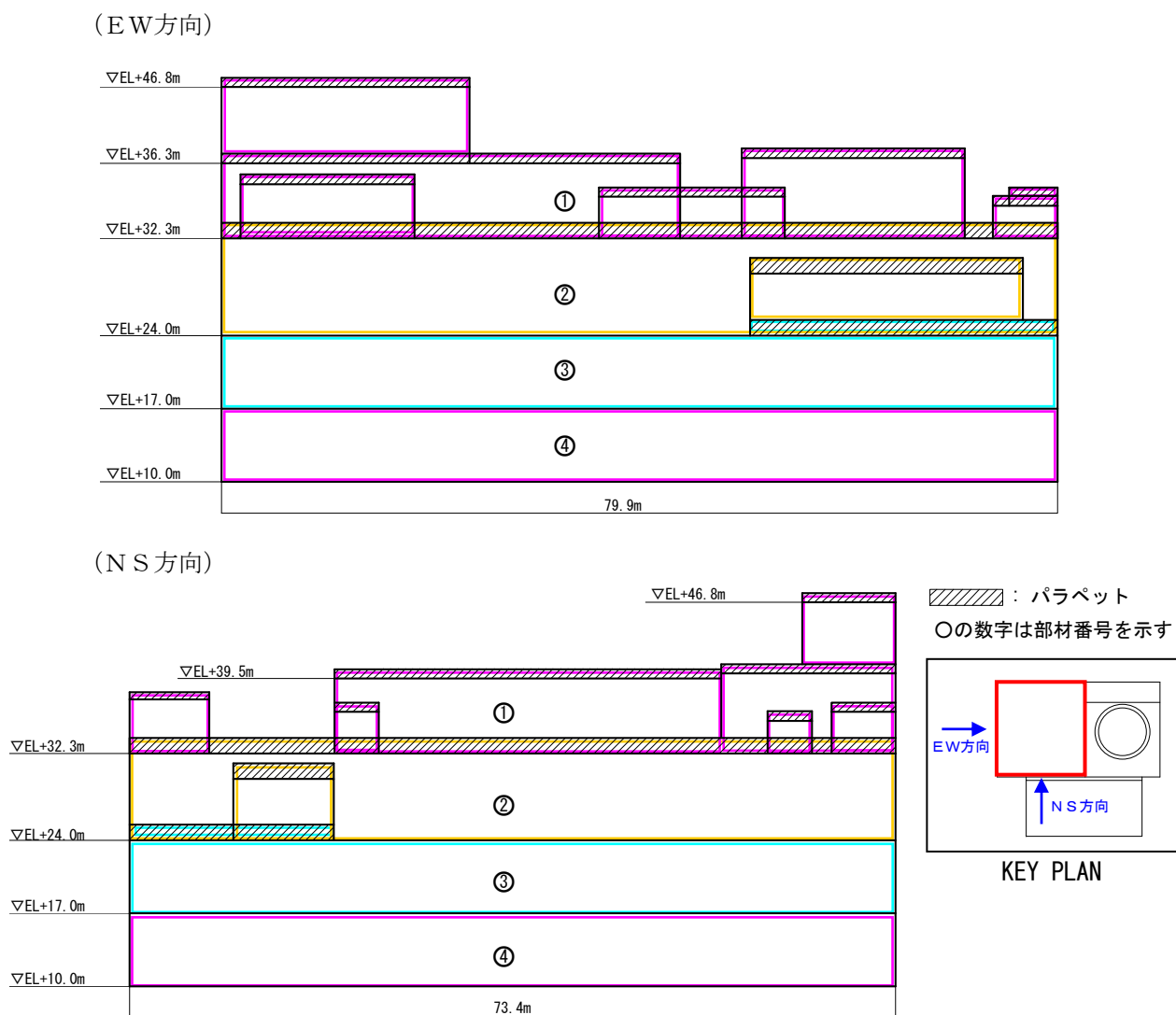


図 3.4 原子炉補助建屋の受圧面積算定区分

表 3.4 原子炉補助建屋の受圧面積

E. L. (m)	部材 番号	E W 方向 受圧面積		N S 方向 受圧面積	
		部位	A (m ²)	部位	A (m ²)
39.5	1	パラペット	240	パラペット	270
		風上	510	風上	640
		風下	510	風下	640
32.3	2	パラペット	90	パラペット	50
		風上	670	風上	610
		風下	670	風下	610
24.0	3	風上	560	風上	520
		風下	560	風下	520
17.0	4	風上	560	風上	520
		風下	560	風下	520
10.0					

4. 設計飛来物による衝撃荷重(W_M)の設定

設計飛来物による衝撃荷重は、今回の評価に用いる想定飛来物の中で、衝撃荷重が最も大きい鋼製材（衝撃荷重：3300kN）を設定する。

5. 設計竜巻荷重の組合せ

設計竜巻荷重は、設計竜巻による風圧力による荷重(W_W)、気圧差による荷重(W_P)、及び設計飛来物による衝撃荷重(W_M)を組み合わせた複合荷重とし、以下の式により算定する。

なお、設計飛来物による衝撃荷重は、図5.1に示すように解析モデルの1つの部材に衝撃荷重が作用するものとして複合荷重を算定する。

$$W_{T1} = W_P$$

$$W_{T2} = W_W + 0.5 \cdot W_P + W_M$$

W_{T1} , W_{T2} : 設計竜巻による複合荷重

W_W : 設計竜巻の風圧力による荷重

W_P : 設計竜巻の気圧差による荷重

W_M : 設計飛来物による衝撃荷重

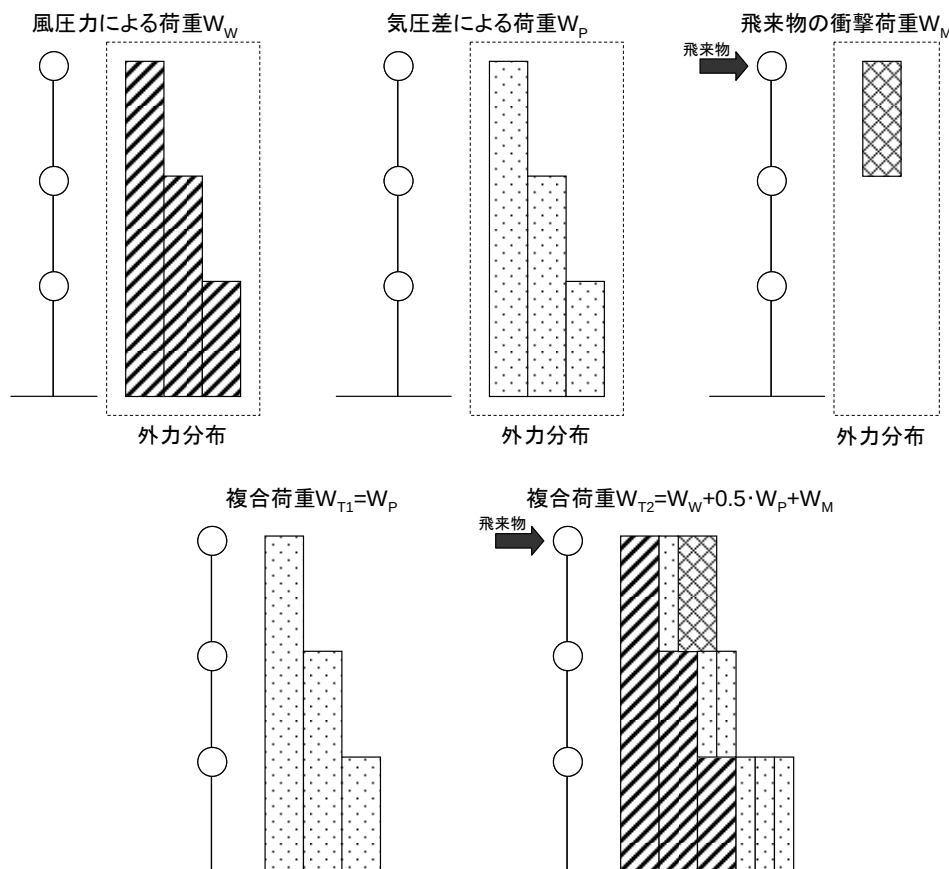


図 5.1 解析モデルに作用する複合荷重の例

6. 構造健全性の確認

設計竜巻による複合荷重 $W_{T1}(W_P)$ 及び $W_{T2}(W_W+0.5W_P+W_M)$ により生じる層せん断力を解析モデルにおける部材ごとに算出し、各建屋とも評価基準値以下であることを確認した。

表 6.1 に外周コンクリート壁、表 6.2、6.3 に原子炉建屋、表 6.4、6.5 に原子炉補助建屋の評価結果を示す。

表 6.1 外周コンクリート壁の評価結果

建屋諸元				風圧力による荷重					気圧差による荷重				飛来物の衝撃 荷重による せん断力	複合荷重		設計竜巻 荷重※2	評価基準値 (終局せん断耐力※3 /1.5)	裕度	
E. L.	部材 番号	受圧面積		速度圧	ガスト 影響係数	風力係数	層荷重		層せん断力	気圧低下量	層荷重			層せん断力	W _{T1} =W _P				W _{T2} =W _R +0.5W _P +W _M
		部位	A	q	G	C	P_{wi} =A・q・ G・C	Σ P _{wi}	W _W	Δ Pmax	Δ Pmax・A	Δ Pmax・Σ A		W _P					
(m)			(m ²)	(N/m ²)			(kN)	(kN)	(kN)	(N/m ²)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	
83.359	1, 2	ドーム部	200	6,100	1.0	0.0	0	5,466※1	5,466	8,900	1,780	10,146※1	10,146	3,300※1	10,146	13,839	13,839	242,747	17.5
76.685		3～5	ドーム部	720	6,100	1.0	1.0			4,392	8,900								
60.689	6		シリンダー部	220	6,100	1.0	0.8			1,074	8,900								
56.100	7	シリンダー部	220	6,100	1.0	0.8	1,074	1,074	6,540	8,900	1,958	1,958	12,104	3,300	12,104	15,892	15,892	289,361	18.2
51.450		8	シリンダー部	220	6,100	1.0	0.8	1,074	1,074	7,614	8,900	1,958	1,958	14,062	3,300	14,062	17,945	17,945	298,056
46.800	9	シリンダー部	340	6,100	1.0	0.8	1,660	1,660	9,274	8,900	3,026	3,026	17,088	3,300	17,088	21,118	21,118	314,597	14.8
39.550		10	シリンダー部	130	6,100	1.0	0.8	635	635	9,909	8,900	1,157	1,157	18,245	3,300	18,245	22,332	22,332	312,439
36.800																			

※1：1～6部材に加わる荷重を6部材が負担するものとして算定する。

※2：複合荷重W_{T1}、W_{T2}のうち大きい値を設計竜巻荷重として評価する。

※3：終局せん断耐力は、伊方発電所第3号機 工事計画認可申請の値を用いる。

表 6.2 原子炉建屋(RE/B、FH/B EW方向)の評価結果

建屋諸元				風圧力による荷重						気圧差による荷重				飛来物の衝撃 荷重による せん断力	複合荷重		設計竜巻 荷重※1	評価基準値 (終局せん断耐力※2 /1.5)	裕度												
E. L.	部材 番号	受圧面積		速度圧	ガスト 影響係数	風力 係数	層荷重		層せん断力	気圧低下量	層荷重		層せん断力		層せん断力																
		部位	A	q	G	C	P_{wi} =A・q・ G・C	ΣP_{wi}	W_w	ΔP_{max}	$\Delta P_{max} \cdot A$	$\Delta P_{max} \cdot \Sigma A$	W_p		W_M	W_{T1} = W_p				W_{T2} = $W_w+0.5W_p+W_M$											
(m)			(m ²)	(N/m ²)			(kN)	(kN)	(kN)	(N/m ²)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)													
FH/B																															
54.8	14	FH/B	ﾊﾞﾗﾍﾞｯﾄ	40	6,100	1.0	1.2	293	1,391	1,391	8,900		1,335	1,335	3,300	1,335	5,359	5,359	56,486	10.5											
			風上	150	6,100	1.0	0.8	732																							
			風下	150	6,100	1.0	0.4	366																							
46.8	15	FH/B	ﾊﾞﾗﾍﾞｯﾄ	20	6,100	1.0	1.2	147	1,173	2,564	8,900		1,246	1,246	2,581	3,300	2,581	7,155	7,155	78,257	10.9										
			風上	140	6,100	1.0	0.8	684																							
39.5			風下	140	6,100	1.0	0.4	342																							
RE/B																															
46.8	16	RE/B	ﾊﾞﾗﾍﾞｯﾄ	110	6,100	1.0	1.2	806	3,223	3,223	8,900		2,937	2,937	3,300	2,937	7,992	7,992	55,047	6.8											
			風上	330	6,100	1.0	0.8	1,611																							
39.5			風下	330	6,100	1.0	0.4	806																							
RE/B																															
39.5	17	FH/B	風上	60	6,100	1.0	0.8	293	1,857	7,644	8,900		534	2,136	7,654	3,300	7,654	14,771	14,771	129,970	8.7										
			風下	60	6,100	1.0	0.4	147																							
36.8		RE/B	ﾊﾞﾗﾍﾞｯﾄ	30	6,100	1.0	1.2	220														8,900	1,602	2,136	7,654	3,300	7,654	14,771	14,771	129,970	8.7
			風上	180	6,100	1.0	0.8	879																							
			風下	130	6,100	1.0	0.4	318																							
32.3	18	RE/B	ﾊﾞﾗﾍﾞｯﾄ	80	6,100	1.0	1.2	586	3,295	10,939	8,900		3,293	3,293	10,947	3,300	10,947	19,713	19,713	180,834	9.1										
			風上	370	6,100	1.0	0.8	1,806																							
			風下	370	6,100	1.0	0.4	903																							
24.0	19	RE/B	ﾊﾞﾗﾍﾞｯﾄ	30	6,100	1.0	1.2	220	5,125	16,064	8,900		5,963	5,963	16,910	3,300	16,910	27,819	27,819	545,249	19.5										
			風上	670	6,100	1.0	0.8	3,270																							
			風下	670	6,100	1.0	0.4	1,635																							
17.0	20	RE/B	ﾊﾞﾗﾍﾞｯﾄ	50	6,100	1.0	1.2	366	4,539	20,603	8,900		5,073	5,073	21,983	3,300	21,983	34,895	34,895	690,845	19.7										
			風上	570	6,100	1.0	0.8	2,782																							
			風下	570	6,100	1.0	0.4	1,391																							
10.0	21	RE/B	ﾊﾞﾗﾍﾞｯﾄ	0	6,100	1.0	1.2	0	4,173	24,776	8,900		5,073	5,073	27,056	3,300	27,056	41,604	41,604	909,141	21.8										
			風上	570	6,100	1.0	0.8	2,782																							
			風下	570	6,100	1.0	0.4	1,391																							

※1：複合荷重 W_{T1} 、 W_{T2} のうち大きい値を設計竜巻荷重として評価する。

※2：終局せん断耐力は、伊方発電所第3号機 工事計画認可申請の値を用いる。

表 6.3 原子炉建屋(RE/B、FH/B NS方向)の評価結果

建屋諸元				風圧力による荷重					気圧差による荷重					飛来物の衝撃 荷重による せん断力	複合荷重		設計竜巻 荷重※1	評価基準値 (終局せん断耐力※2 /1.5)	裕度		
E. L.	部材 番号	受圧面積		速度圧	ガスト 影響係数	風力係数	層荷重		層せん断力	気圧低下量	層荷重		層せん断力		W _{T1} =W _P	W _{T2} =W _W +0.5W _P +W _M					
(m)		部位	A	q	G	C	P _{wi} =A・q・ G・C	ΣP _{wi}	W _W	ΔP _{max}	ΔP _{max} ・A	ΔP _{max} ・ΣA	W _P		W _M	(kN)				(kN)	
FH/B																					
54.8	14	FH/B	パ'ラベ'ット	40	6,100	1.0	1.2	293	2,563	2,563	8,900		2,759	2,759	3,300	2,759	7,243	7,243	20,070	2.7	
			風上	310	6,100	1.0	0.8	1,513				2,759									
			風下	310	6,100	1.0	0.4	757													
46.8	15	FH/B	パ'ラベ'ット	30	6,100	1.0	1.2	220	2,563	5,126	8,900		4,272	4,272	7,031	3,300	7,031	11,942	11,942	28,504	2.3
			風上	480	6,100	1.0	0.8	2,343													
			風下	0	6,100	1.0	0.4	0													
RE/B																					
46.8	16	RE/B	パ'ラベ'ット	80	6,100	1.0	1.2	586	1,294	1,294	8,900		2,225	2,225	3,300	2,225	5,707	5,707	64,070	11.2	
			風上	20	6,100	1.0	0.8	98													
			風下	250	6,100	1.0	0.4	610				2,225									
39.5	17	FH/B	風上	290	6,100	1.0	0.8	1,416			8,900	2,581									
			風下	0	6,100	1.0	0.4	0													
		RE/B	パ'ラベ'ット	50	6,100	1.0	1.2	366	2,515	8,935	8,900		3,827	13,083	3,300	13,083	18,777	18,777	94,732	5.0	
	風上		80	6,100	1.0	0.8	391														
	風下		140	6,100	1.0	0.4	342	1,246													
	18	RE/B	パ'ラベ'ット	90	6,100	1.0	1.2	659	1,367	10,302	8,900		2,581	15,664	3,300	15,664	21,434	21,434	136,377	6.3	
			風上	0	6,100	1.0	0.8	0													
			風下	290	6,100	1.0	0.4	708				2,581									
32.3	19	RE/B	パ'ラベ'ット	60	6,100	1.0	1.2	440	4,247	14,549	8,900		4,628	4,628	20,292	3,300	20,292	27,995	27,995	461,057	16.4
			風上	520	6,100	1.0	0.8	2,538													
			風下	520	6,100	1.0	0.4	1,269													
24.0	20	RE/B	パ'ラベ'ット	50	6,100	1.0	1.2	366	3,588	18,137	8,900		3,916	3,916	24,208	3,300	24,208	33,541	33,541	649,723	19.3
			風上	440	6,100	1.0	0.8	2,148													
			風下	440	6,100	1.0	0.4	1,074													
17.0	21	RE/B	パ'ラベ'ット	0	6,100	1.0	1.2	0	3,222	21,359	8,900		3,916	3,916	28,124	3,300	28,124	38,721	38,721	813,298	21.0
			風上	440	6,100	1.0	0.8	2,148													
			風下	440	6,100	1.0	0.4	1,074													
10.0																					

※1：複合荷重 W_{T1} 、 W_{T2} のうち大きい値を設計竜巻荷重として評価する。

※2：終局せん断耐力は、伊方発電所第3号機 工事計画認可申請の値を用いる。

表 6.4 原子炉補助建屋(EW方向)の評価結果

建屋諸元			風圧力による荷重						気圧差による荷重				飛来物の衝撃 荷重による せん断力	複合荷重		設計竜巻 荷重 ^{※1}	評価基準値 (終局せん断耐力 ^{※2} /1.5)	裕度		
E. L.	部材 番号	受圧面積		速度圧	ガスト 影響係数	風力係数	層荷重		層せん断力	気圧低下量	層荷重			層せん断力	層せん断力					
		部位	A	q	G	C	P_{wi} =A・q・ G・C	ΣP_{wi}	W_w	ΔP_{max}	$\Delta P_{max} \cdot A$	$\Delta P_{max} \cdot \Sigma A$		W_p	W_M				W_{T1} = W_p	W_{T2} = $W_w+0.5W_p+W_M$
(m)			(m ²)	(N/m ²)			(kN)	(kN)		(N/m ²)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)			
39.5	1	ハ [*] ラ [*] ット	240	6,100	1.0	1.2	1,757	5,491	5,491	8,900		4,539	4,539	3,300	4,539	11,061	11,061	336,106	30.3	
		風上	510	6,100	1.0	0.8	2,489													
		風下	510	6,100	1.0	0.4	1,245													
32.3	2	ハ [*] ラ [*] ット	90	6,100	1.0	1.2	659	5,564	11,055	8,900		5,963	5,963	10,502	3,300	10,502	19,606	19,606	801,530	40.8
		風上	670	6,100	1.0	0.8	3,270													
		風下	670	6,100	1.0	0.4	1,635													
24.0	3	風上	560	6,100	1.0	0.8	2,733	4,100	15,155	8,900	4,984	4,984	15,486	3,300	15,486	26,198	26,198	1,202,295	45.8	
		風下	560	6,100	1.0	0.4	1,367													
17.0	4	風上	560	6,100	1.0	0.8	2,733	4,100	19,255	8,900	4,984	4,984	20,470	3,300	20,470	32,790	32,790	1,284,017	39.1	
10.0		風下	560	6,100	1.0	0.4	1,367													

※1：複合荷重 W_{T1} 、 W_{T2} のうち大きい値を設計竜巻荷重として評価する。

※2：終局せん断耐力は、伊方発電所第3号機 工事計画認可申請の値を用いる。

表 6.5 原子炉補助建屋(N S 方向)の評価結果

建屋諸元			風圧力による荷重						気圧差による荷重				飛来物の衝撃 荷重による せん断力	複合荷重		設計竜巻 荷重※1	評価基準値 (終局せん断耐力※2 /1.5)	裕度	
E. L.	部材 番号	受圧面積	速度圧	ガスト 影響係数	風力係数	層荷重		層せん断力	気圧低下量	層荷重		層せん断力		層せん断力					
		部位	A	q	G	C	P_{wi} =A・q・ G・C	ΣP_{wi}	W_w	ΔP_{max}	$\Delta P_{max} \cdot A$	$\Delta P_{max} \cdot \Sigma A$		W_p	W_u				W_{T1} = W_p
(m)			(m ²)	(N/m ²)			(kN)	(kN)	(N/m ²)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)		
39.5	1	ハ゜ラハ゜ット	270	6,100	1.0	1.2	1,977	6,663	8,900		5,696	5,696	3,300	5,696	12,811	12,811	248,696	19.4	
		風上	640	6,100	1.0	0.8	3,124												
		風下	640	6,100	1.0	0.4	1,562												
32.3	2	ハ゜ラハ゜ット	50	6,100	1.0	1.2	366	4,832	11,495		5,429	5,429	11,125	3,300	11,125	20,358	20,358	764,918	37.5
		風上	610	6,100	1.0	0.8	2,977												
		風下	610	6,100	1.0	0.4	1,489												
24.0	3	風上	520	6,100	1.0	0.8	2,538	3,807	15,302	8,900		4,628	15,753	3,300	15,753	26,479	26,479	1,029,698	38.8
		風下	520	6,100	1.0	0.4	1,269												
17.0	4	風上	520	6,100	1.0	0.8	2,538	3,807	19,109	8,900		4,628	20,381	3,300	20,381	32,600	32,600	1,174,836	36.0
		風下	520	6,100	1.0	0.4	1,269												
10.0		風下	520	6,100	1.0	0.4	1,269												

※1：複合荷重 W_{T1} 、 W_{T2} のうち大きい値を設計竜巻荷重として評価する。

※2：終局せん断耐力は、伊方発電所第3号機 工事計画認可申請の値を用いる。

竜巻防護施設を内包する施設の構造健全性（屋根・外壁）の評価

本資料は、竜巻防護施設を内包する施設の構造健全性（屋根・外壁）の $W_{T2}(W_w + 0.5W_p)$ による評価結果を報告するものである。

具体的には、以下に示す施設の評価結果をまとめている。

1. 屋根

・ F H / B 屋根スラブ

2. 外壁

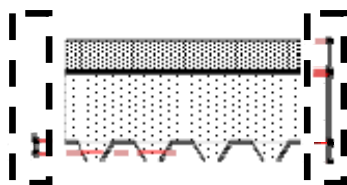
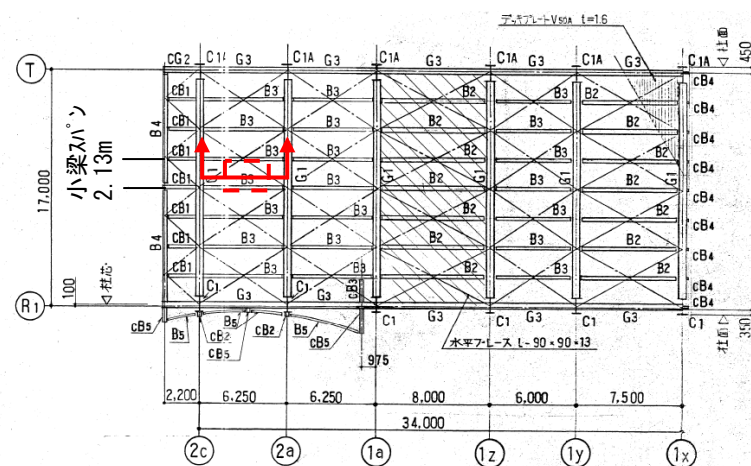
・ 搭屋部

・ 折板壁

・ 海水ポンプエリア防護壁

1. 屋根（F H / B 屋根スラブ）

F H / B 屋根スラブの検討位置を図1.1に、自重を図1.2、検討荷重を表1.1に示す。当該スラブは鉄骨梁にスタッドボルト（ $\phi 19@200 \times 2$ 列）で支持されているため、小梁スパン（ $L=2.13\text{m}$ ）の一方向版として検討を行い、 $W_{T2}(W_w + 0.5W_p)$ により屋根スラブに生じる応力が屋根スラブの評価基準以下となること、屋根スラブに生じるせん断力がスタッドボルトの許容引抜き力以下となることを確認した。屋根スラブの評価結果を表1.2に、スタッドボルトの引抜き評価結果を表1.3に示す。



項 目	質 量
押え：普通コンクリート	200
防水層	20
コンクリートスラブ	492
デッキプレートV50A	18
合 計	730kg/㎡

図1.2 屋根スラブの自重

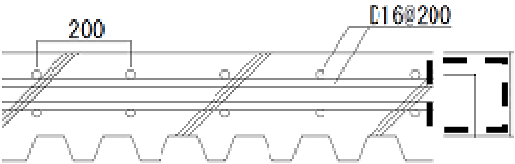
表1.1 屋根スラブの検討荷重

W _{T2} (W _w +0.5W _p)による 荷重 (吹上荷重)	W _{T2} /A	10.55kN/m ²
スラブ自重	D. L.	7.16kN/m ² (730kg/m ²)

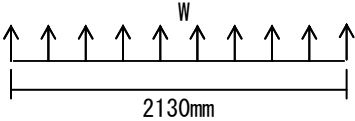
表1.2 屋根スラブの評価結果

			備 考
スラブ厚 (mm)	t		
	d		
風圧力による荷重 (N/m ²)	W_w/A	6,100	
気圧差による荷重 (N/m ²)	W_p/A	8,900	
複合荷重 (N/m ²)	W_{T2}/A	10,550	$W_{T2}/A = W_w/A + 0.5W_p/A = 6,100 + 0.5 \times 8,900 = 10,550\text{N/m}^2$
検討荷重 (N/m ²)	W	3,390	$10,550 - 7,160(\text{スラブ自重}) = 3,390\text{N/m}^2$
コンクリート設計基準強度 (N/mm ²)	F_c		
設計配筋	—	D16-@200 (SD345)	
発生応力	曲げモーメント (kN・m)	M_D 上端 0.65 下端 1.29 1.29	図1.3 曲げモーメント図参照 中央モーメント = $1/24 \times WL^2 = 1/24 \times 3.39 \times 2.13^2 = 0.65\text{kN}\cdot\text{m}$ 端部モーメント = $1/12 \times WL^2 = 1/12 \times 3.39 \times 2.13^2 = 1.29\text{kN}\cdot\text{m}$
	せん断力 (kN)	Q_D 3.62	図1.3 せん断力図参照 端部せん断力 = $1/2 WL = 1/2 \times 3.39 \times 2.13 = 3.62\text{kN}$
短期許容応力	曲げモーメント (kN・m)	M_a	
	せん断力 (kN)	Q_a	
裕度	曲げモーメント	M_a/M_D	
	せん断力	Q_a/Q_D	

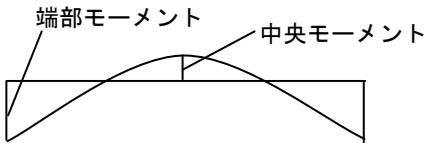
f_t : 鉄筋の短期許容引張応力度 f_s : コンクリートの短期許容せん断応力度 j : 曲げ材の応力中心距離



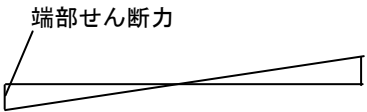
スラブ断面図



荷重図



曲げモーメント図

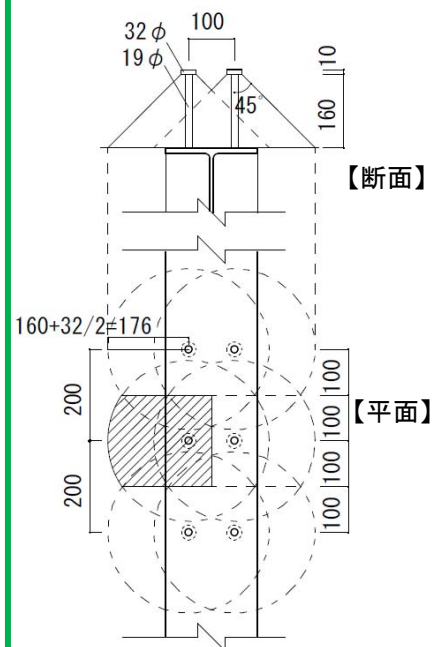


せん断力図

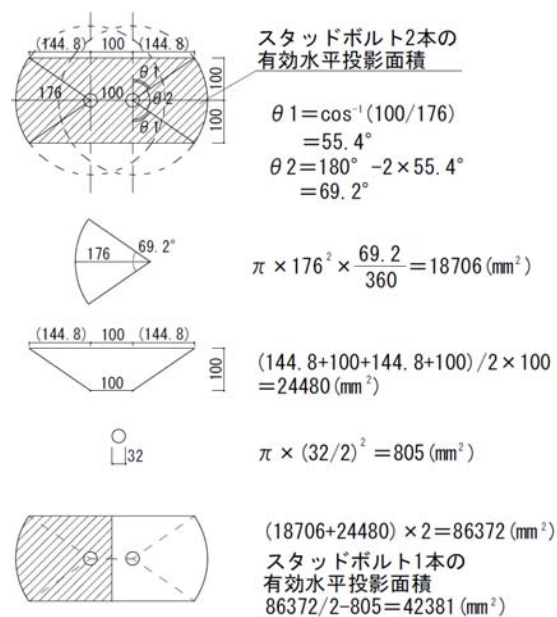
図 1.3 屋根スラブの評価

表 1.3 スタッドボルトの評価結果

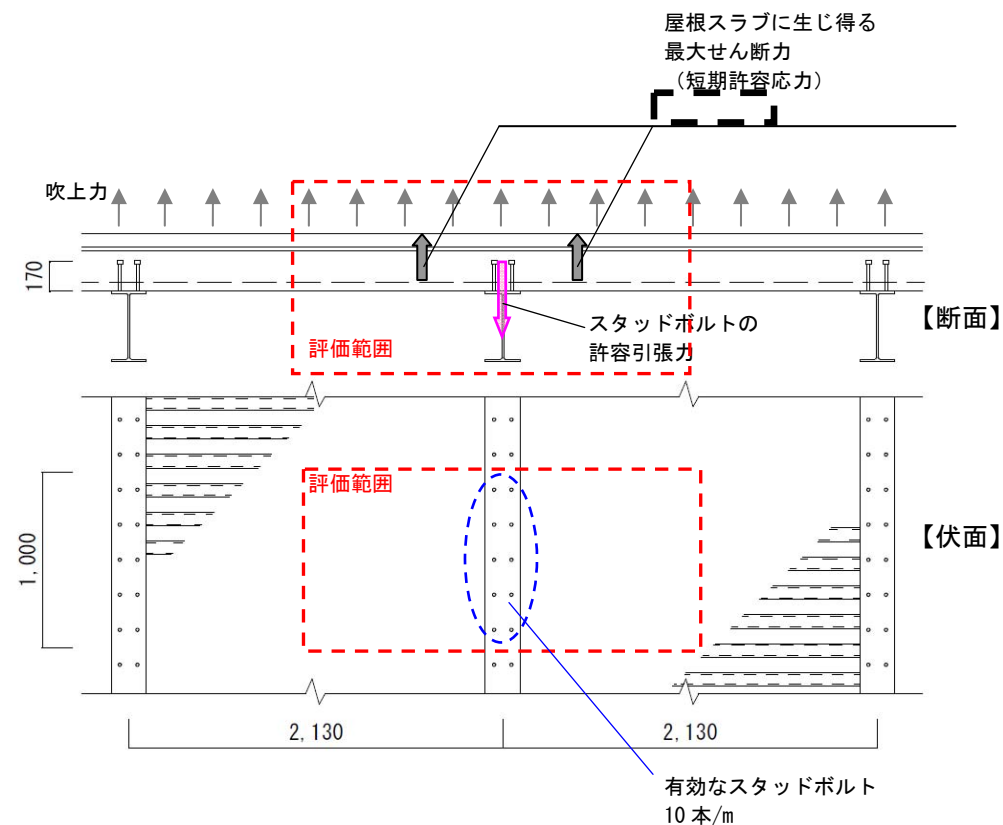
部材諸元			備 考
スタッドボルト $\phi 19@200$			図1.4 スタッドボルトの平面図・断面図参照
ボルト長	$L =$	170 mm	
軸部長さ	$L_e =$	160 mm	
頭部厚さ	$T =$	10 mm	
軸径	$d =$	19 mm	
頭部径	$D =$	32 mm	
コンクリート設計基準強度	$F_c =$		
許容引張力の検討			各種合成構造設計指針・同解説2010に基づき算定を行う
低減係数	$\phi_1 =$	1.0	各種合成構造設計指針・同解説2010の値を用いる
低減係数	$\phi_2 =$	2/3	〃
頭付きアンカーボルトの引張強度	$s \sigma_{pa} =$		頭付きアンカーボルトの降伏点強度を採用
頭付きアンカーボルトの軸断面積	$s c a =$	283 mm ²	$s c a = \pi \times (19/2)^2 = 283 \text{ mm}^2$
コンクリート引張強度	$c \sigma_t =$		$c \sigma_t = 0.31 \sqrt{F_c} =$
コンクリートのコーン状破壊面の有効水平投影面積	$A_c =$	42,381 mm ²	図1.4 有効水平投影面積の算出参照
アンカーボルト降伏により定まる引張許容力	$P_{a1} =$		$P_{a1} = \phi_1 \times s \sigma_{pa} \times s c a =$
コンクリートのコーン状破壊により定まる許容引張力	$P_{a2} =$		$P_{a2} = \phi_2 \times c \sigma_t \times A_c =$
頭付きアンカーボルトの許容引張力	$P_a = \min(P_{a1}, P_{a2})$		
スラブの許容せん断力	$Q_a =$		図1.4 屋根スラブ検討範囲参照。屋根スラブに発生しうる最大のせん断力(短期許容応力)が生じた場合を検討する。梁の両側に生じるせん断力は $Q = 130 \text{ kN} \times 2 = 260 \text{ kN}$
支持範囲のアンカーボルトの許容引張力	$\Sigma P_a =$		1000mm幅の支持範囲について、10本のスタッドボルトの許容引張力は、 $\Sigma P_a =$
検定	$\Sigma P_a - Q_a =$		
頭付きアンカーボルトの頭部支圧応力の検討			各種合成構造設計指針・同解説2010に基づき算定を行う
頭付きアンカーボルトの支圧面積	$A_0 =$	520 mm ²	$A_0 = \pi (D^2 - d^2) / 4 = \pi \times (32^2 - 19^2) / 4 = 520 \text{ mm}^2$
コンクリートの支圧強度	$f_n =$	159 N/mm ²	$\sqrt{A_c/A_0} = \sqrt{42381/520} = 9.0 > 6$ より、 $\sqrt{A_c/A_0}$ は6とする $f_n = \sqrt{A_c/A_0} \times F_c = 6 \times 26.5 = 159 \text{ N/mm}^2$
検定	$f_n - P_a/A_0 =$		$f_n - P_a/A_0 =$



スタッドボルトの有効水平投影面積



有効水平投影面積の算出



屋根スラブ伏図、断面図

図 1.4 スタッドボルトの評価

2. 外壁

(1) 塔屋部

裕度が最も小さくなる EL+24.0m 屋上の非常用ディーゼル発電機室給気ファンを設置する塔屋の外壁について、 $W_{T2}(W_w+0.5W_p)$ による検討を行い、部材に生じる応力が評価基準以下になることを確認した。評価結果を表 2.1 に示す。

表 2.1 塔屋部外壁の評価結果

				備 考
壁厚 (mm)	t			
	d			
壁高さ (mm)	h	5,600		
風圧力による荷重 (N/m ²)	W _w /A	6,100		
気圧差による荷重 (N/m ²)	W _p /A	8,900		
複合荷重 (N/m ²)	W _{T2} /A	10,550		$W_{T2} = W_w + 0.5W_p = 6100 + 0.5 \times 8900 = 10550 \text{ N/m}^2$
コンクリート設計基準強度 (N/mm ²)	F _c			
設計配筋		—	D19-@200 ^{mm} フル (SD345)	
発生応力	曲げモーメント (kN・m)	M _D	41.4	図2.1 曲げモーメント図参照 $M = 1/8WL^2 = 1/8 \times 10.55 \times 5.6^2 = 41.4 \text{ kN}\cdot\text{m}$
	せん断力 (kN)	Q _D	29.6	図2.1 せん断力図参照 $Q = 1/2WL = 1/2 \times 10.55 \times 5.6 = 29.6 \text{ kN}$
短期許容応力	曲げモーメント (kN・m)	M _a		鉄筋量 $a = 286.5 \text{ mm}^2$ (異形鉄筋D19の断面積) $\times 1000 \text{ mm} / 200 \text{ mm} = 1432.5 \text{ mm}^2$ 短期許容曲げモーメント
	せん断力 (kN)	Q _a		短期許容せん断力
裕度	曲げモーメント	M _a /M _D		
	せん断力	Q _a /Q _D		

f_t : 鉄筋の短期許容引張応力度 f_s : コンクリートの短期許容せん断応力度 j : 曲げ材の応力中心距離

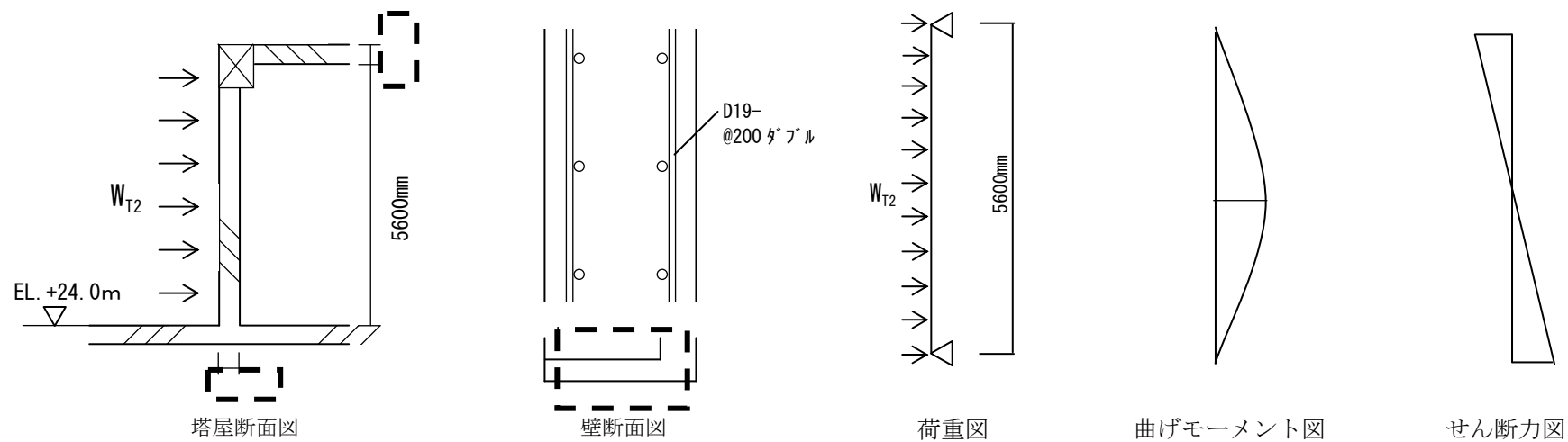


図 2.1 塔屋部外壁の評価

(2) 折板壁

折板壁を構成する折板、胴縁及び間柱について、 $W_{T2} (W_w + 0.5W_p)$ による検討を行い、部材に生じる応力が評価基準以下になることを確認した。評価対象位置を図 2.2 に、評価対象部材を図 2.3、折板、胴縁、間柱の評価結果を表 2.2～2.4 に示す。

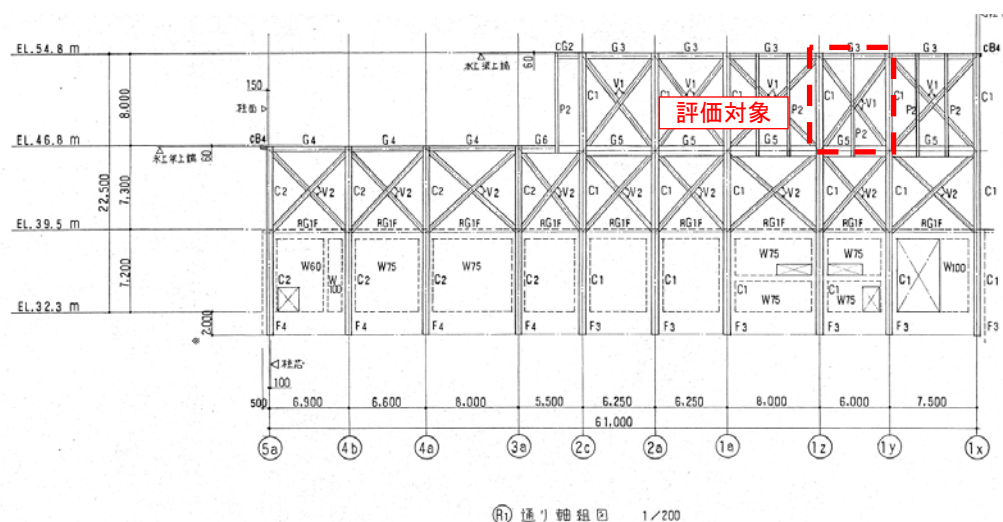


図 2.2 評価対象位置

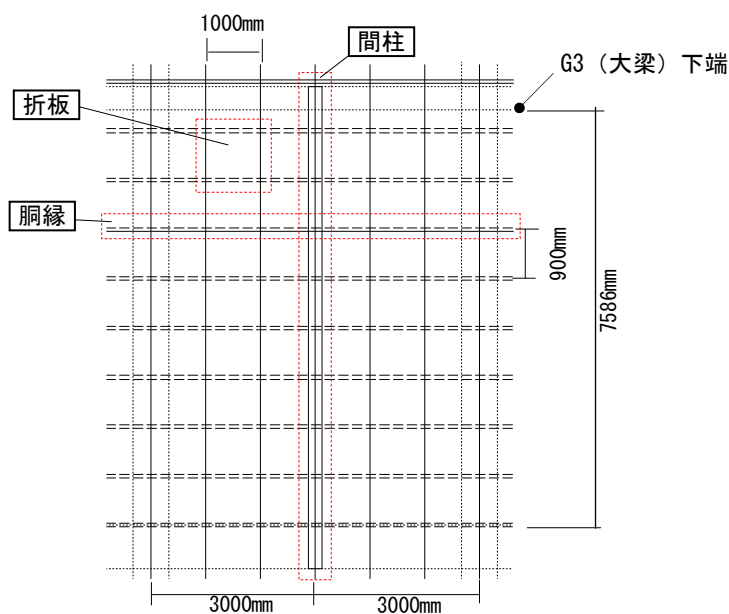


図 2.3 評価対象部材

表2.2 折板の評価結果

部材諸元				備 考
断面	B-165;			図2.4 断面図参照
断面係数 (mm ³)	Z =			断面形状から求まる係数
材長 (m)	L =			図2.4 折板設置概要参照
幅 (mm)	a =			図2.3 参照
荷重				
風圧力による荷重 (N/m ²)	W_w/A	6,100		
気圧差による荷重 (N/m ²)	W_p/A	8,900		
複合荷重 (N/m ²)	W_{T2}/A	10,550		$W_{T2} = W_w + 0.5W_p = 6,100 + 0.5 \times 8,900 = 10,550 \text{ N/m}^2$
応力計算				
最大曲げモーメント (N・m)	$M_{\max} = W_{T2} \cdot L^2 / 8 =$	0.0		図2.4 荷重図及び曲げモーメント図参照 $W_{T2} L^2 / 8 = 10,550 \times 0.9^2 / 8 = 1,068.2 \text{ N} \cdot \text{m}$
最大縁応力度 (N/mm ²)	$\sigma_{\max} = M_{\max} / Z =$	112.5		$M_{\max} / Z = 1,068.2 \times 10^3 / 9,500 = 112.5 \text{ N/mm}^2$
断面検討				
短期許容曲げ応力度 (N/mm ²)	$s f_b =$			鋼板製外壁構法標準1977に示される折板の短期許容曲げ応力度
裕度	$s f_b / \sigma_{\max} =$			

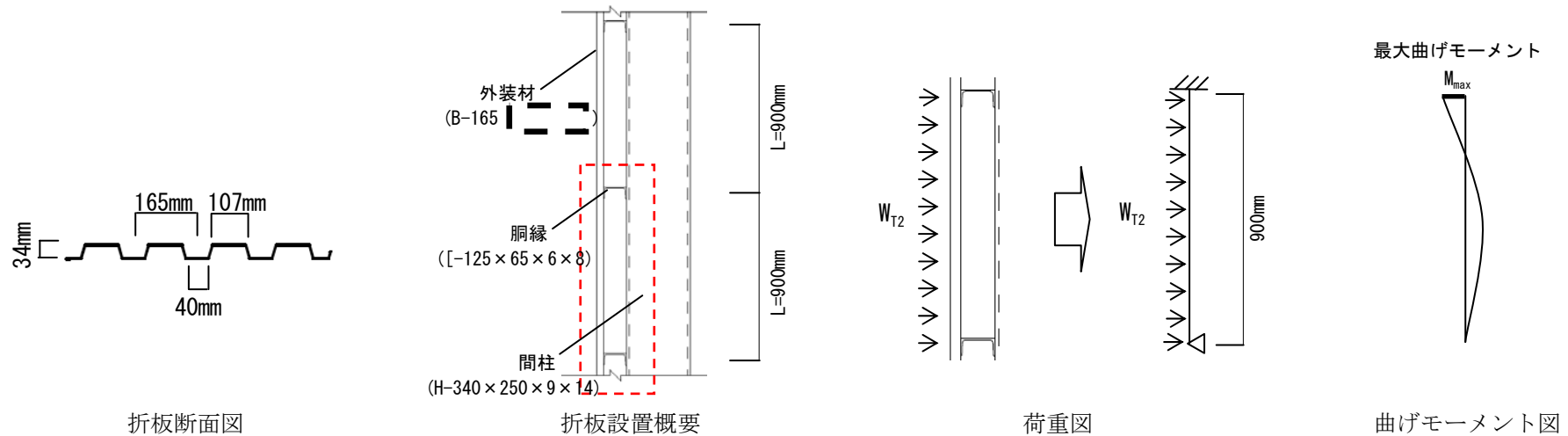
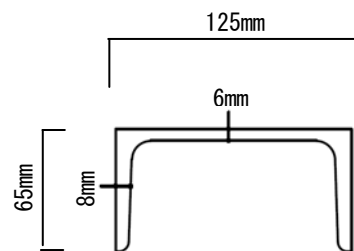


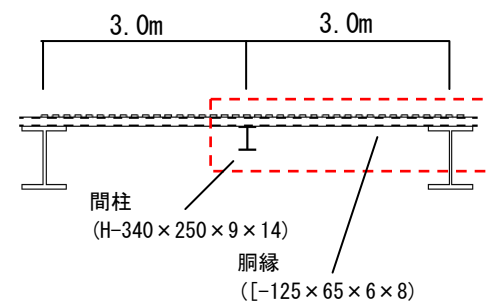
図 2.4 折板の検討

表 2.3 胴縁の評価結果

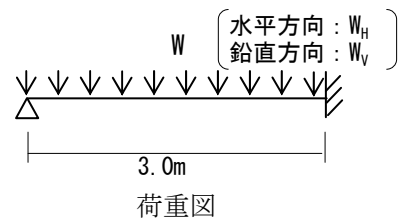
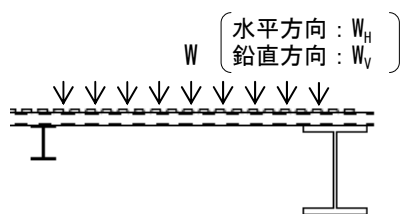
部材諸元				備 考
	断面・材質	[-125×65×6×8		図2.5 断面図参照
	断面係数 (mm ³)	Z _x =	67,800	断面形状から求まる係数
		Z _y =	13,400	〃
	せん断断面積 (mm ²)	A _{SX} =	1,040	X方向せん断面積
		A _{SY} =	654	Y方向せん断面積
	材長 (m)	L =	3.0	図2.5 胴縁設置概要参照
材間隔 (mm)				a = 900 図2.3 参照
荷重				
水平方向	風圧力による荷重 (N/m ²)	W _W /A	6,100	
	気圧差による荷重 (N/m ²)	W _P /A	8,900	
	複合荷重 (N/m ²)	W _{T2} =	10,550	W _{T2} = W _W + 0.5W _P = 6,100 + 0.5 × 8,900 = 10,550N/m ²
	単位長さあたりの荷重 (N/m)	W _H = W _{T2} × a =	9,495	荷重負担幅0.9mを集約した、単位長さあたりの荷重 10,550 × 0.9m = 9,495N/m
鉛直方向	外装材自重+壁重量 (N/m ²)	w _V =	400	単位面積あたりの壁面重量 外装材10kg/m ² + 胴縁自重30kg/m ² = 40kg/m ² ⇒ 400N/m ²
	単位長さあたりの荷重 (N/m)	W _V = w _V × a =	360	荷重負担幅0.9mを集約した、単位長さあたりの重量 400 × 0.9 = 360N/m
応力計算				
水平方向	最大曲げモーメント (N・m)	M _{max} = W _H L ² /8 =	10,682	図2.5 荷重図及び曲げモーメント図参照 W _H L ² /8 = 9,495 × 3 ² / 8 = 10,682N・m
	最大縁応力度 (N/mm ²)	σ _H = M _{max} /Z _x =	157.6	10,682N・m × 1,000 / 67,800mm ³ = 157.6N/mm ²
	せん断力 (N)	Q _H = 5/8 × W _H × L =	17,804	図2.5 荷重図及びせん断力図参照 5/8 × W _H × L = 5/8 × 9,495 × 3 = 17,804N
	せん断力応力度 (N/mm ²)	τ _H = Q/A _{SX} =	17.2	17,804 / 1,040 = 17.2 N/mm ²
鉛直方向	最大曲げモーメント (N・m)	M _{max} = W _V L ² /8 =	405	図2.5 荷重図及び曲げモーメント図参照 W _V L ² /8 = 360 × 3 ² / 8 = 405N・m
	最大縁応力度 (N/mm ²)	σ _V = M _{max} /Z _y =	30.3	M _{max} /Z _y = 405 × 1,000 / 13,400 = 30.3N/mm ²
	せん断力 (N)	Q _V = 5/8 × W _V × L =	675	図2.5 荷重図及びせん断力図参照 5/8 × W _V × L = 5/8 × 360 × 3 = 675N
	せん断力応力度 (N/mm ²)	τ _V = Q _V /A _{SY} =	1.1	675 / 654 = 1.1N/mm ²
断面検討				
	短期許容曲げ応力度 (N/mm ²)	_s f _b =		鋼材の基準強度を採用
	裕度	_s f _b /(σ _H +σ _V)=		
	短期許容せん断応力度 (N/mm ²)	_s f _s =		
	裕度	_s f _s /τ _H =		
		_s f _s /τ _V =		



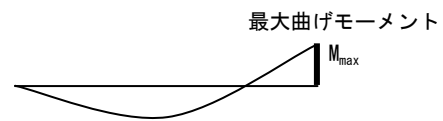
胴縁断面図



胴縁設置概要



荷重図



曲げモーメント図



せん断力図

図 2.5 胴縁の検討

表 2.4 間柱の評価結果

部材諸元			備 考
	断面・材質	H-340×250×9×14	図2.6 断面図参照
	断面係数 (mm ³)	Z = 1,250,000	断面形状から求まる係数
	材長 (m)	L = (上下大梁, 内法寸法) G3:梁せい 414mm	図2.6 間柱設置概要参照
	材間隔 (mm)	a = 3,000	図2.3 参照
	断面積 (mm ²)	A = 9,953	
	ウェブ断面積 (mm ²)	A _w = 2,808	9×(340-14×2) = 2808mm ²
荷重			
水平方向	風圧力による荷重 (N/m ²)	W _w /A	6,100
	気圧差による荷重 (N/m ²)	W _p /A	8,900
	複合荷重 (N/m ²)	W _{T2} =	10,550
	単位長さあたりの荷重 (N/m)	W _H = W _{T2} ×a =	31,650
鉛直方向	外装+胴縁+ボード+ ブレース+間柱自重 (N/m ²)	W _v =	1,600
			単位面積あたりの壁面重量 外装材10kg/m ² +胴縁30kg/m ² +ボード20kg/m ² +ブレース70kg/m ² +間柱自重30kg/m ² =160 kg/m ² ⇒1,600N/m ²
応力計算			
	軸力 (kN)	N = W _v ×a×L =	36.42
	最大曲げモーメント (N・m)	M _{max} = W _H L ² /8=	227,672
	せん断力 (kN)	Q = 0.5W _H L =	120.1
断面検討			
曲げモーメント+軸力	最大縁応力度 (N/mm ²)	σ = N/A + M _{max} /Z _x =	185.8
	短期許容曲げ応力度 (N/mm ²)	f _b =	
	裕度	f _b /σ =	
	せん断		
	せん断応力度 (N/mm ²)	τ = Q/A _w =	42.8
せん断	短期許容せん断応力度 (N/mm ²)	f _s =	
	裕度	f _s /τ =	

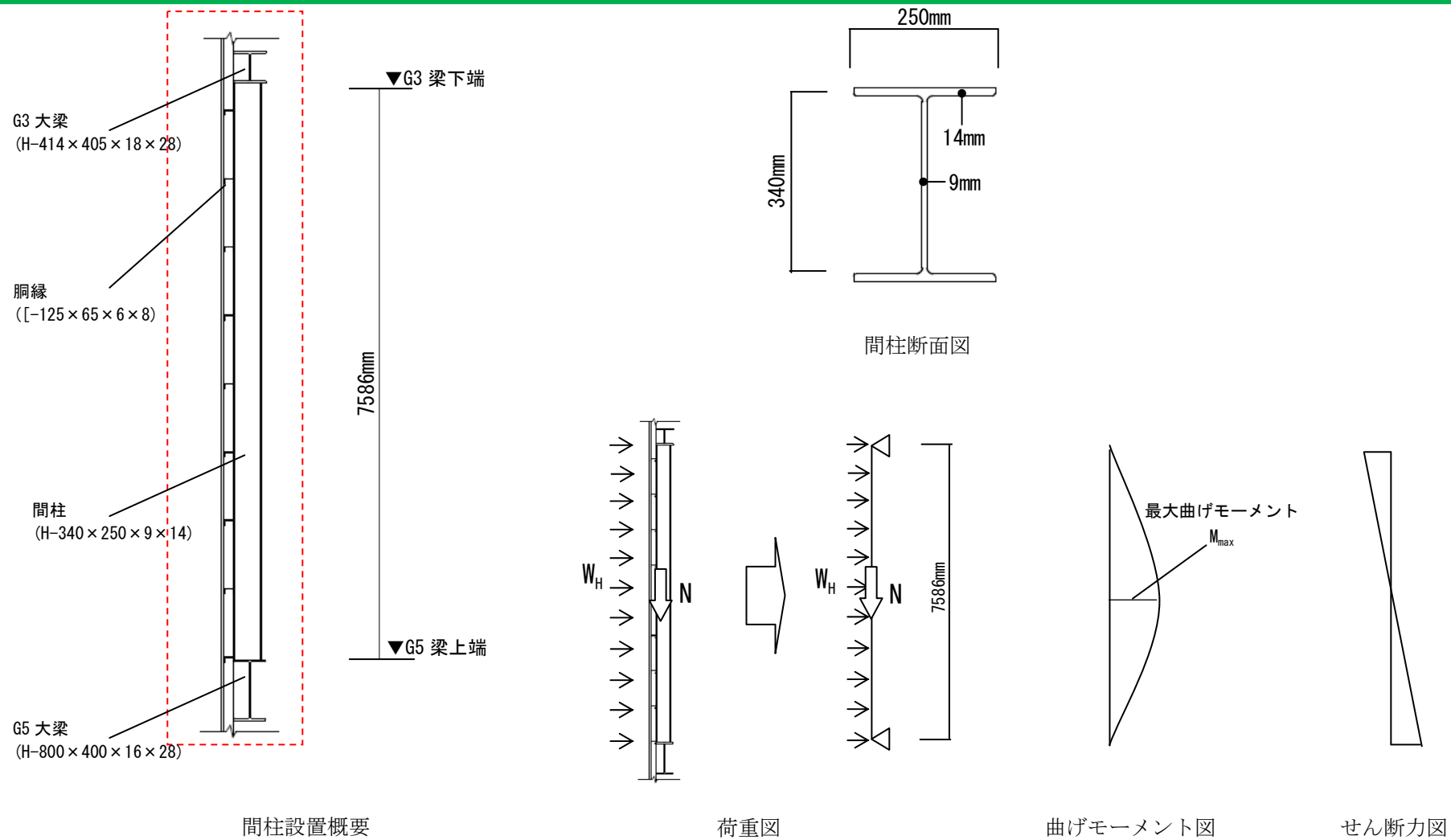


図 2.6 間柱の検討

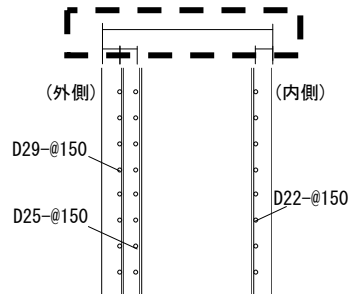
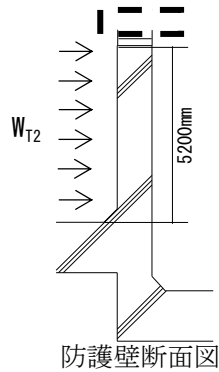
(3) 海水ポンプエリア防護壁

海水ポンプエリア防護壁について、 $W_{T2}(W_w + 0.5W_p)$ による検討を行い、部材に生じる応力が評価基準以下になることを確認した。なお、海水ポンプエリア防護壁は屋外に設置された独立壁であり、気圧差による圧力は生じない ($W_p=0$) のものとして評価している。評価結果を表 2.5 に示す。

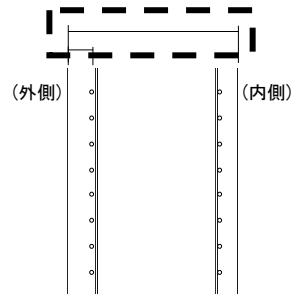
表2.5 海水ポンプエリア防護壁の評価結果

				備 考
壁厚 (mm)	t			
	d			図2.7 断面図(評価用)参照
壁高さ (mm)	h	5,200		
風圧力による荷重 (N/m ²)	W_w/A	7,320		独立壁であるため、風圧係数を1.2として算定
気圧差による荷重 (N/m ²)	W_p/A	0		
複合荷重 (N/m ²)	W_{T2}/A	7,320		$W_{T2} = W_w + 0.5W_p = 6100 + 0.5 \times 0 = 7,320\text{N/m}^2$
コンクリート設計基準強度 (N/mm ²)	F_c	17.6		180kgf/cm ²
設計配筋	—	(内側) D22-@150 (SD345) (外側) D25-@150 (SD345) D29-@150 (SD345)		図2.7 断面図参照
発生応力	曲げモーメント (kN・m)	M_D	99.0	図2.7 曲げモーメント図参照 $M = 1/2 WL^2 = 1/2 \times 7.32 \times 5.2^2 = 99.0\text{kN}\cdot\text{m}$
	せん断力 (kN)	Q_D	38.1	図2.7 せん断力図参照 $Q = WL = 7.32 \times 5.2 = 38.1\text{kN}$
短期許容応力	曲げモーメント (kN・m)	M_a		鉄筋量 $a = 1149.1\text{mm}^2$ (異形鉄筋D25, D29の断面積の和) $\times 1000\text{mm}/150\text{mm} = 7660.6\text{mm}^2$ 短期許容曲げモーメント
	せん断力 (kN)	Q_a		短期許容せん断力
裕度	曲げモーメント	M_a/M_D		
	せん断力	Q_a/Q_D		

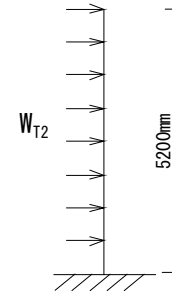
f_t : 鉄筋の短期許容引張応力度 f_s : コンクリートの短期許容せん断応力度 j : 曲げ材の応力中心距離



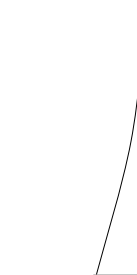
断面図



断面図 (評価用)



荷重図



曲げモーメント図



せん断力図

図 2.7 海水ポンプエリア防護壁の検討

竜巻防護施設を内包する施設の構造健全性（屋根・外壁）の解析評価

本日の審査会合における説明に関する箇所のみ纏めている。

本資料は、竜巻防護施設を内包する施設の構造健全性（屋根・外壁）の W_{T2} ($W_W + 0.5W_P + W_W$) による評価結果を報告するものである。

具体的には、代表部位として抽出している以下に示す施設の評価結果をまとめている。

1. 燃料取扱棟屋根評価
2. 燃料取扱棟腰壁評価
3. 原子炉補助建屋屋根評価※
4. 原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋評価（屋根）
5. 原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋評価（壁面）
6. 原子炉格納施設外周コンクリート壁トップドーム頂部評価
7. 評価結果まとめ

設計飛来物がこれらの施設に衝突した際の影響評価は、短時間の動的現象のシミュレーションに適し、大変形の非線形問題への適用で実績のある動的有限要素法解析コード（LS-DYNA）により実施した。

なお、今回の評価で適用した、材料物性値、モデル化の考え方、材料構成則（鉄鋼、鉄筋コンクリート材料）、ひずみ速度効果などの解析条件は、資料1「添付資料2 設計飛来物が建屋に衝突した際の荷重について」に基づき設定している。

1. 燃料取扱棟屋根評価

（1）設計飛来物

設計飛来物は、表 1.1 に示すように、鋼製材、乗用車、鋼製パイプの 3 種類である。

燃料取扱棟屋根の評価のため、衝突速度は鉛直方向のものを使う。

鋼製パイプの衝突評価は、そのエネルギーが非常に小さく、構造も鋼製材と類似と考えられることから、エネルギーが大きく上回る鋼製材の評価で代表させることができる。

表 1. 1 設計飛来物の諸元 ($V_D = 100\text{m/s}$)

飛来物	飛来物形状 (mm)	重量 (kg)	最大鉛直速度 (m/s)	エネルギー (kJ)
鋼製材	長さ 4,200×幅 300×奥行 200×板厚 5	135	38	98
乗用車	長さ 4,600×幅 1,600×奥行 1,400	2,000	32	1,024
鋼製パイプ	長さ 2,000×直径 50×板厚 4	8.4	33	5

※：鋼製材の速度は改正前のガイドの記載値。

(2) 衝突評価

a. 鋼製材衝突

燃料取扱棟屋根に表 1.2 及び図 1.1 に示す鋼製材が鉛直方向から衝突する場合の評価を行う。

表 1. 2 鋼製材の評価諸元 ($V_D=100\text{m/s}$)

評価対象	飛来物	飛来物形状 (mm)	重量 (kg)	最大鉛直速度 (m/s)	エネルギー (kJ)
燃料取扱棟 (屋根)	鋼製材	長さ 4,200×幅 300× 奥行 200×板厚 5	135	38	98

※：鋼製材の速度は改正前のガイドの値を記載。

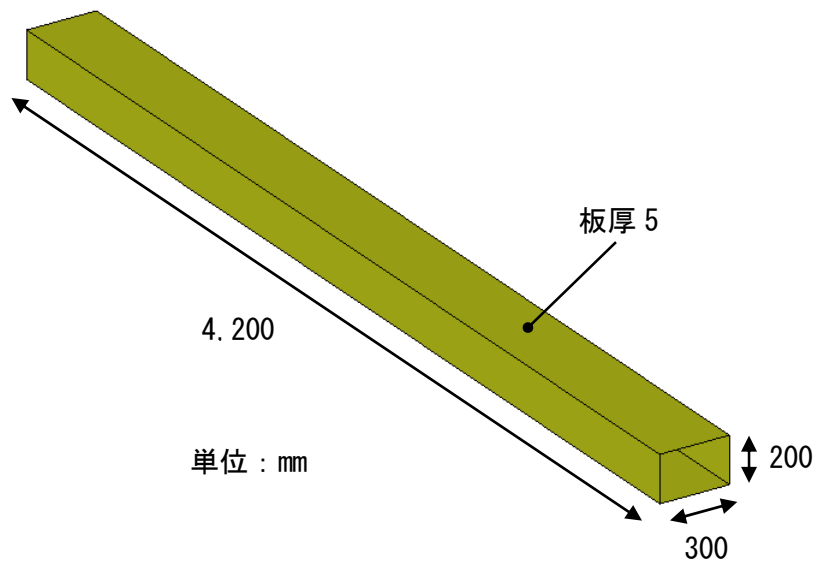


図 1. 1 鋼製材の構造概要

①解析方法

衝突面は、300mm×200mm の長方形面とする。

図 1.2 に示すように、燃料取扱棟屋根は、押さえコンクリート、鉄筋コンクリート及びデッキプレート鋼板で構成されており、燃料取扱棟の鉄骨構造物に支えられている。

燃料取扱棟屋根の解析モデル（概要）を図 1.3 に、デッキプレート鋼板、鉄筋、押さえコンクリート、鉄筋コンクリート及び鉄骨構造物等の解析モデル（詳細）を図 1.4～図 1.7 にそれぞれ示す。

コンクリート、鉄筋コンクリートはソリッド要素を、デッキプレート鋼板及び鉄骨構造物はシェル要素を、鉄筋、水平ブレースはビーム要素を適用した。

また、飛来物の鋼製材はシェル要素にてモデル化した。材料はSS400 とし弾塑性体とした。

なお、飛来物による衝突荷重と組み合わせる静的荷重として、屋根自重、設計竜巻による風荷重＋気圧差荷重を考慮した。

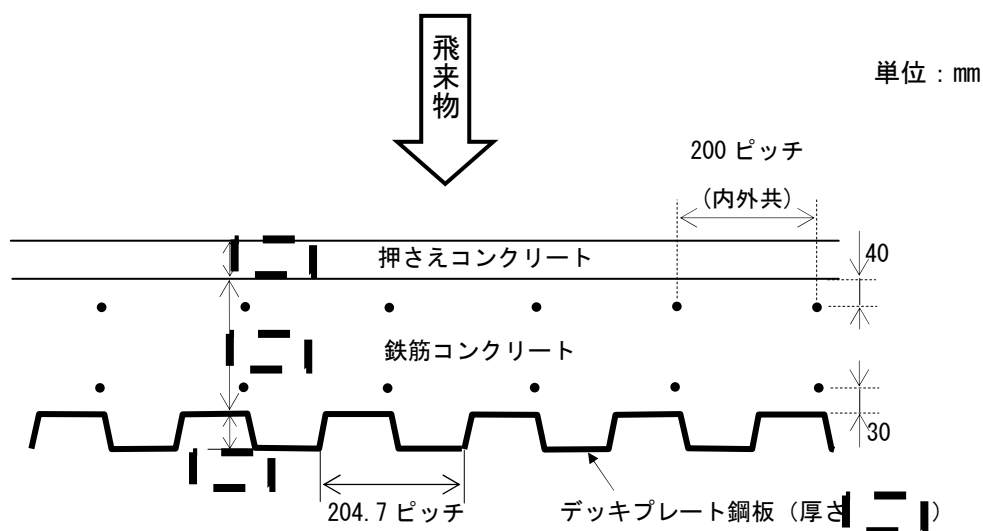


図 1. 2 燃料取扱棟屋根構造図 (概要)

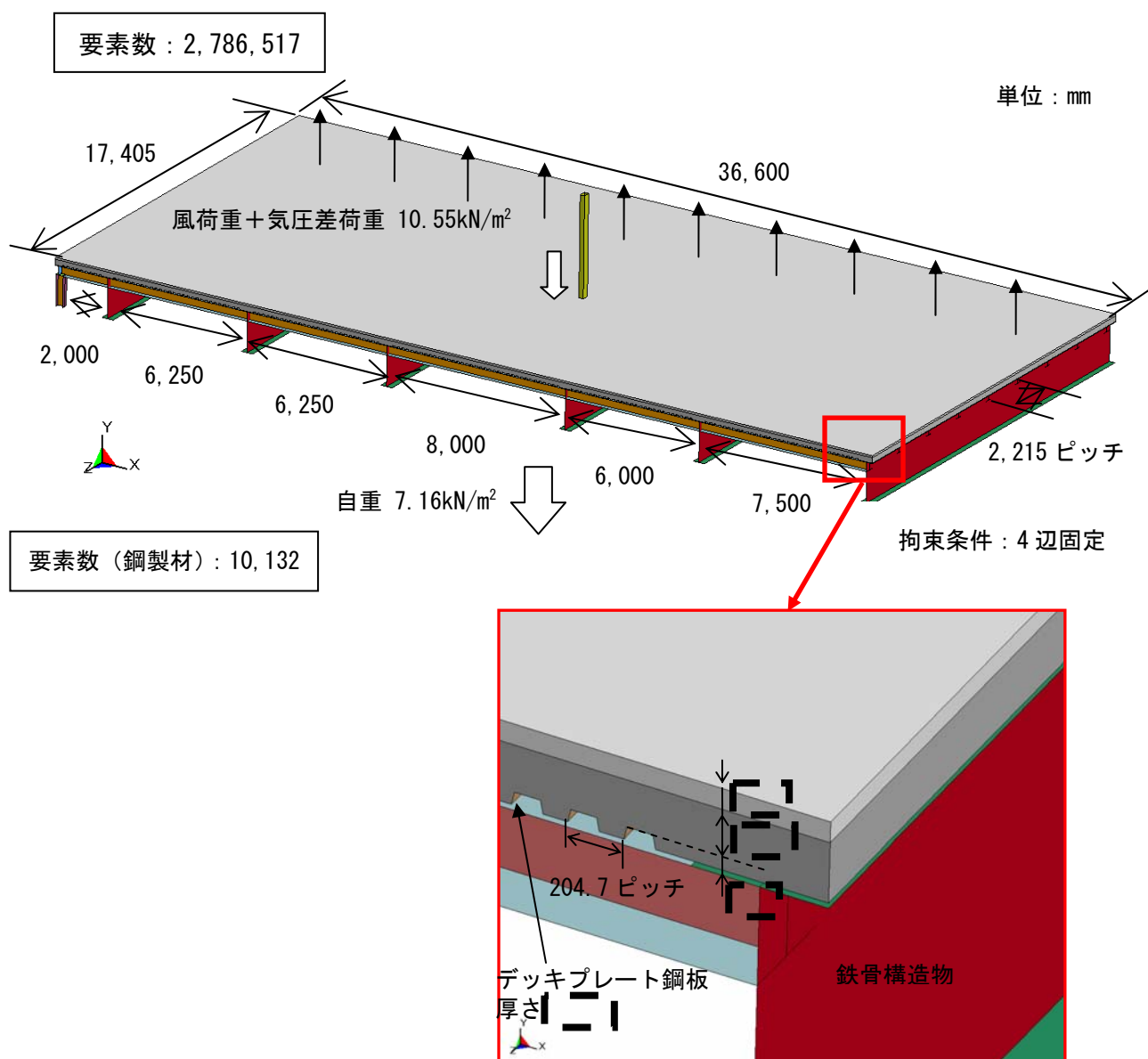


図 1. 3 解析モデル (概要)

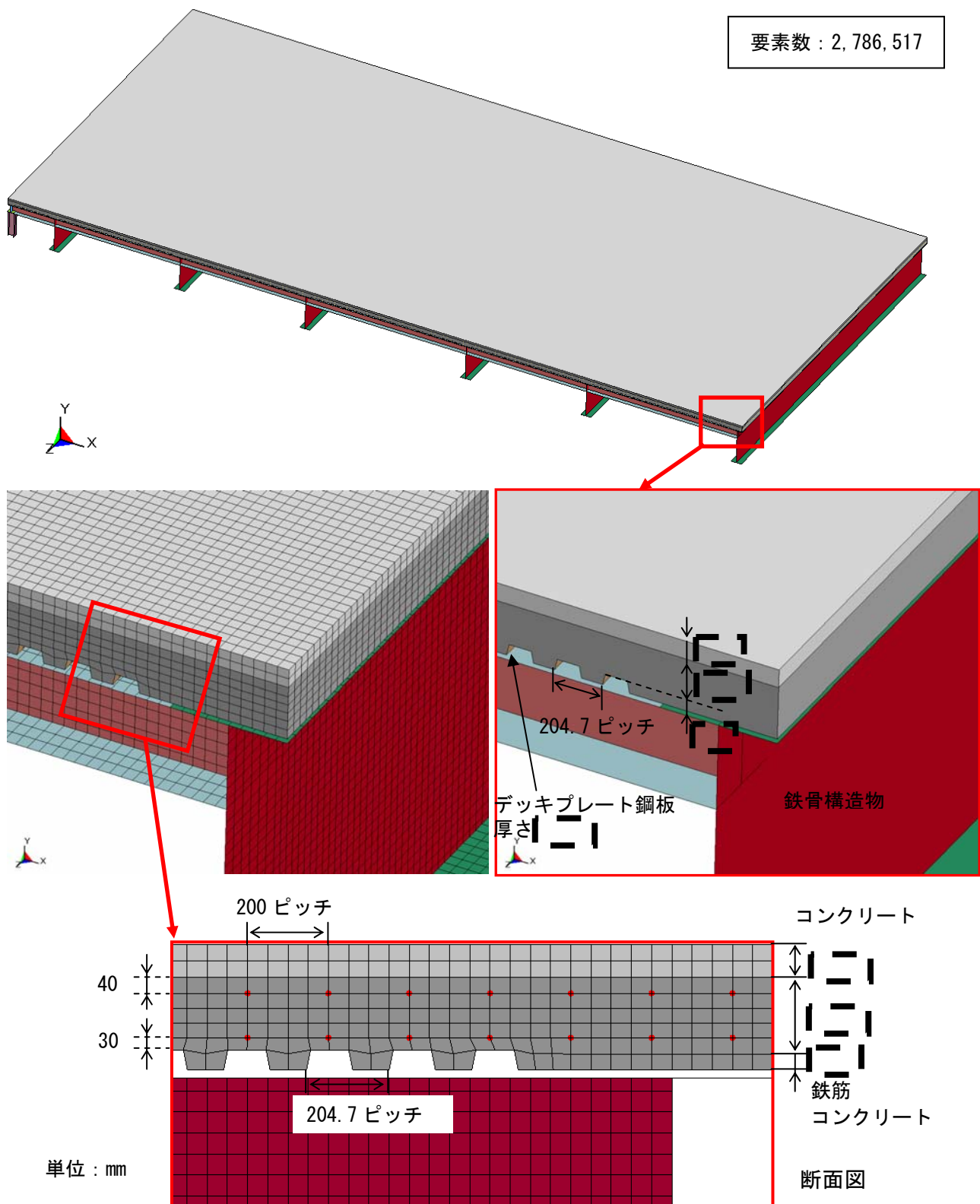


図 1. 4 解析モデル (全体詳細)

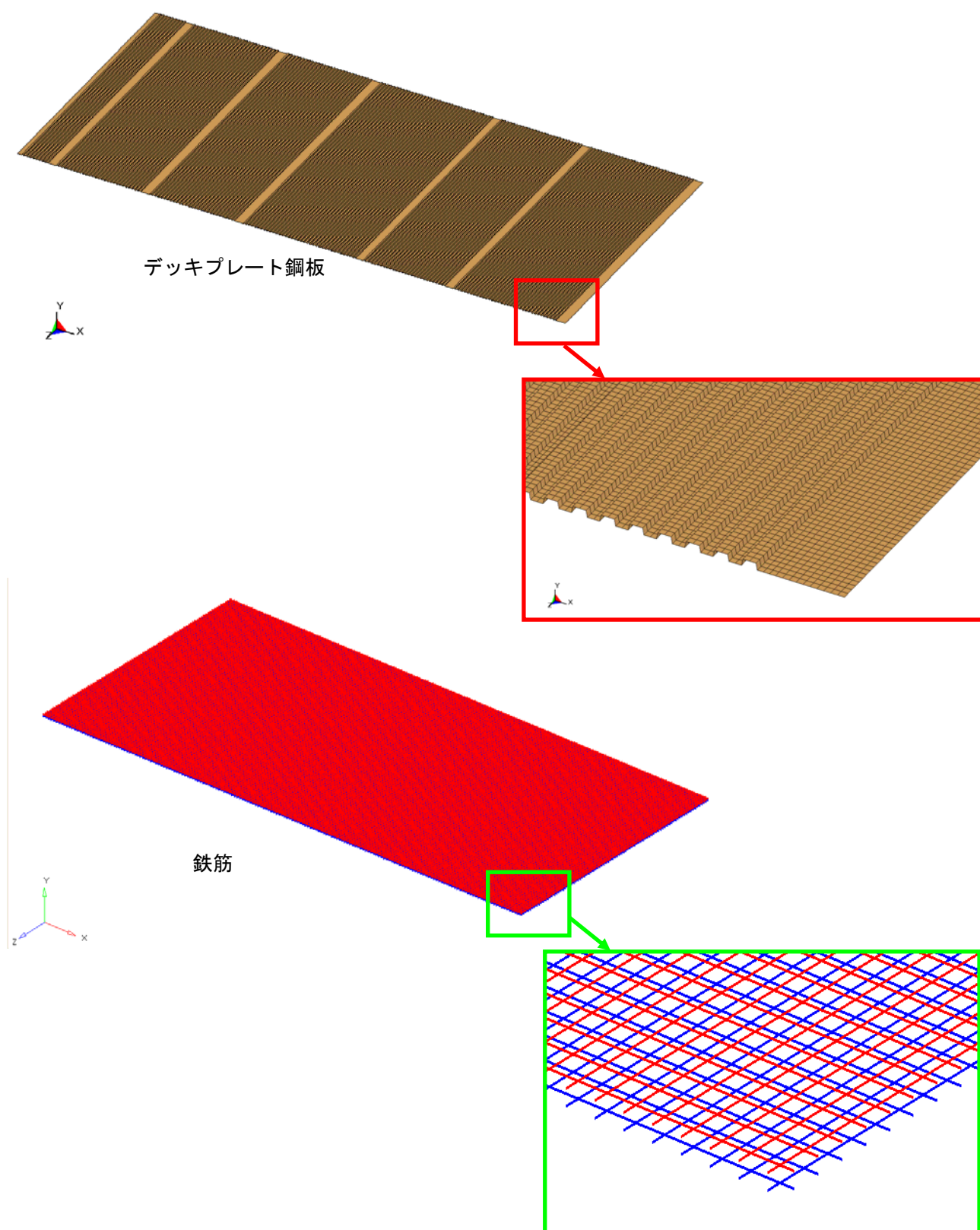


図1. 5 解析モデル（デッキプレート鋼板、鉄筋）

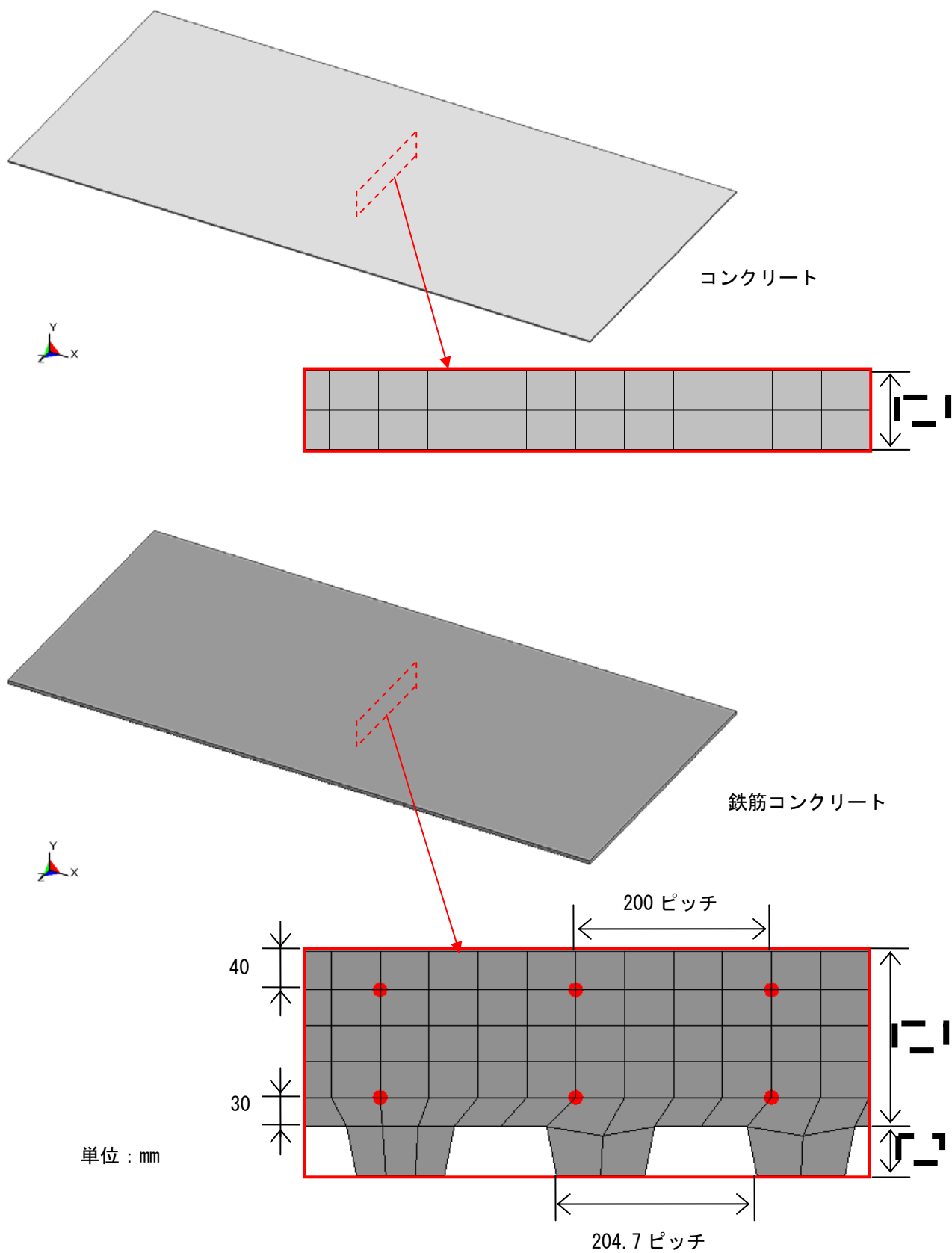


図 1. 6 解析モデル（押さえコンクリート、鉄筋コンクリート）

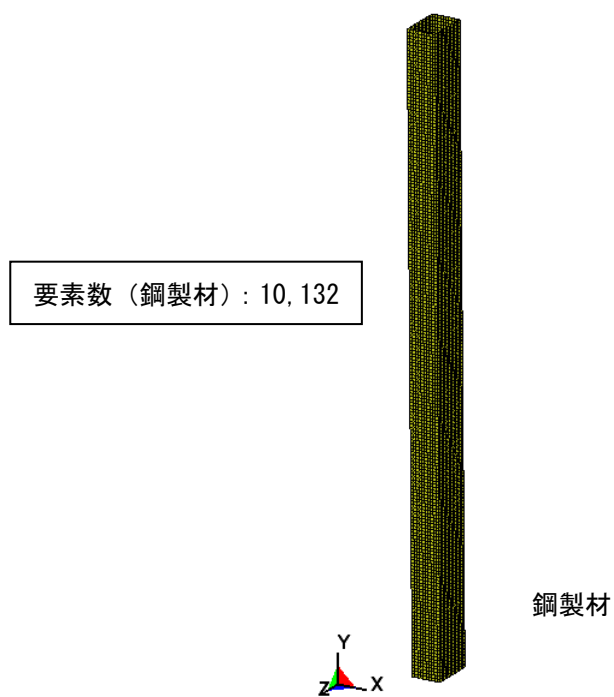
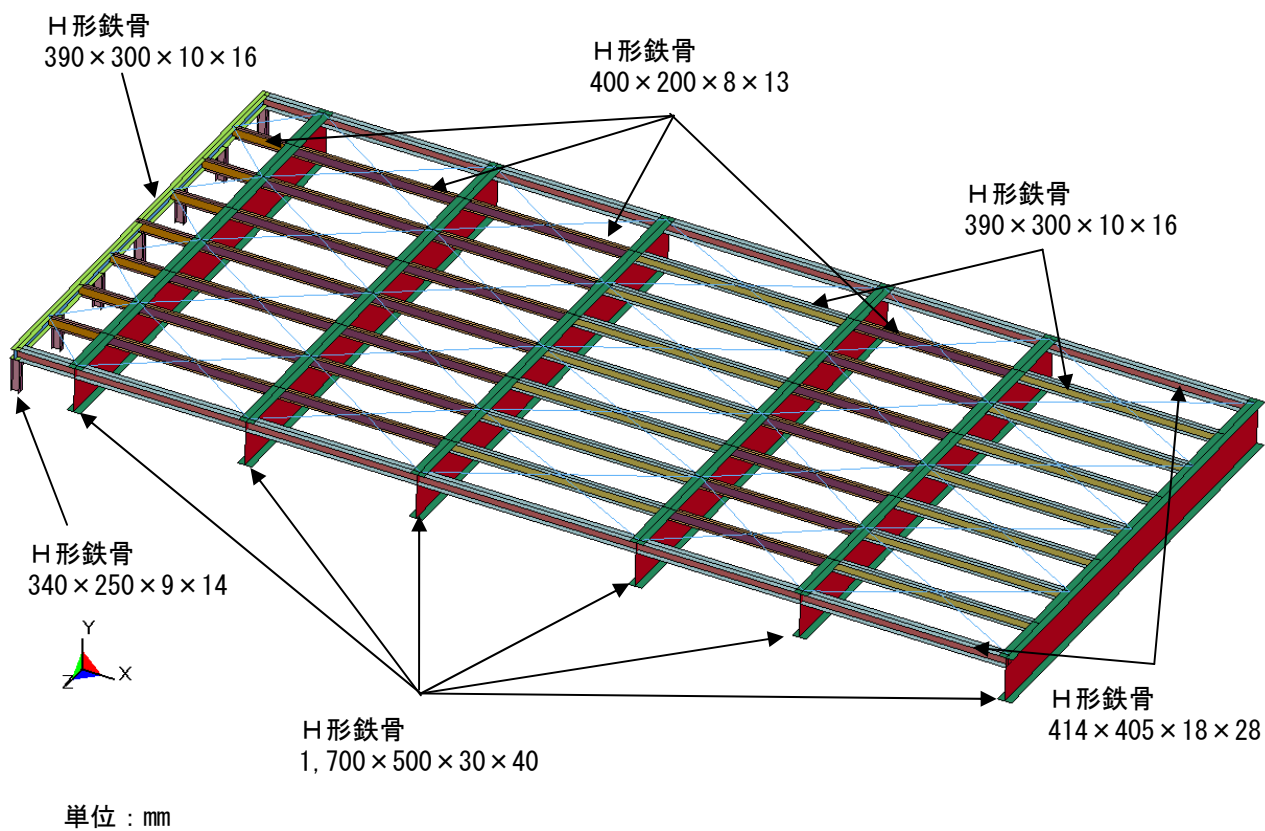


図 1. 7 解析モデル（鉄骨構造物、鋼製材）

②解析結果

図 1.8 に示すように衝突後に鋼製材は変形する。

衝突エネルギーの時刻歴推移の解析結果を図 1.9 に示す。鋼製材の運動エネルギーは衝突によりほとんどが自身の内部エネルギーに変換される。図 1.10 に示すように、燃料取扱棟屋根に加えられるエネルギーはごく僅かで、その最大値は 10.4kJ である。

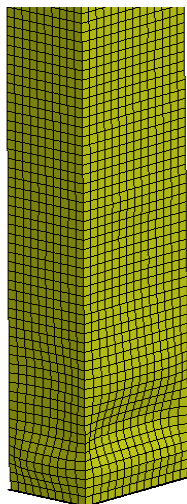


図 1. 8 衝突後の鋼製材の変形図

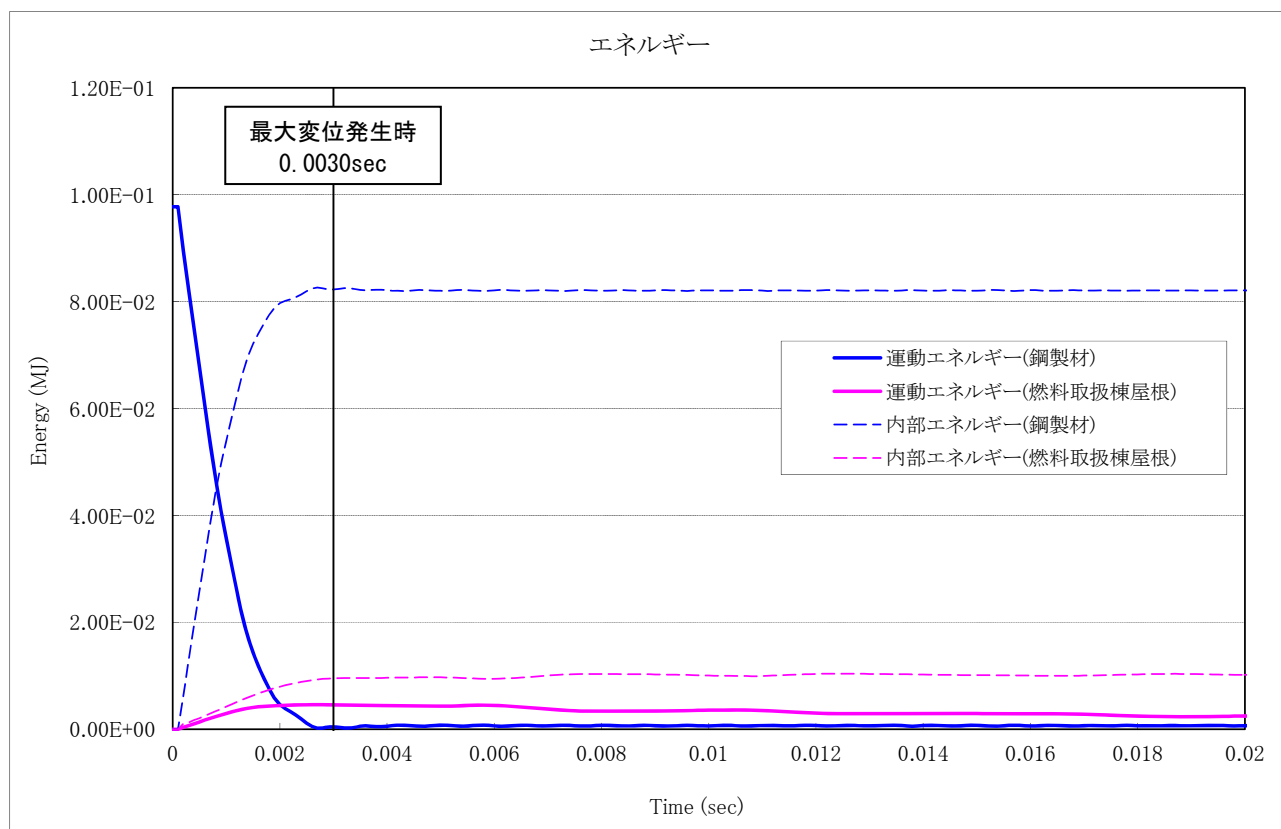


図 1. 9 衝突エネルギーの時刻歴推移

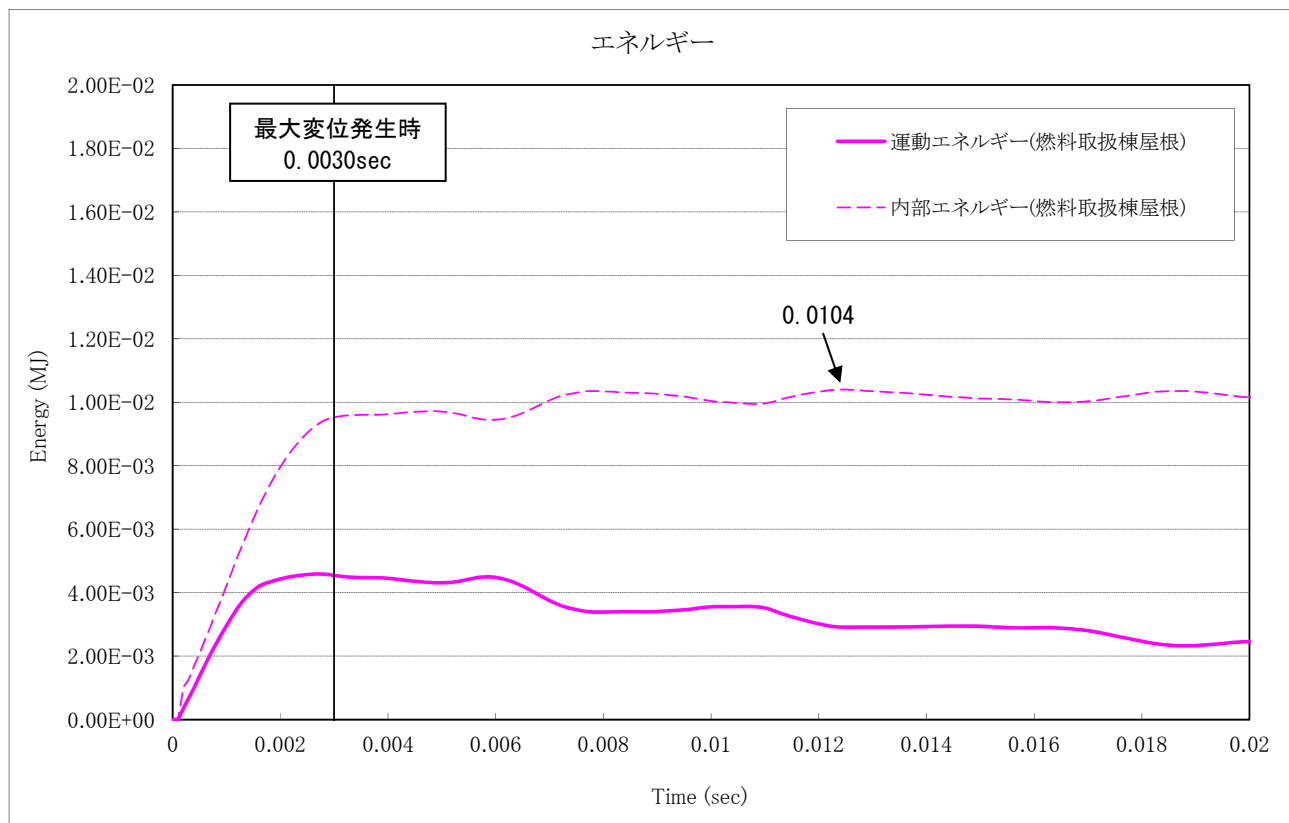


図 1. 1 0 衝突エネルギーの時刻歴推移 (燃料取扱棟屋根)

鉄筋コンクリート下面にあるデッキプレート鋼板は、図 1.11 に示す最大発生応力は 299MPa であり、局部的に引張強さ(270MPa)を上回るものの、図 1.12 に示す最大主ひずみは 0.342%であり、破断ひずみ(17%) 以下であることから、鋼製材の貫通は発生しておらず、また、万が一、コンクリートが裏面剥離しても鋼板で受け止められ、落下することがないことを確認した。

(参考文献 1)

「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」平成 3 年 7 月 財団法人電力中央研究所 著者 伊藤千活、大沼博志、白井孝治 に、鋼製ライナーが剥離物の飛散防止に有効であること及びデッキプレートにライナーとしての効果が期待できる旨の記載がある。

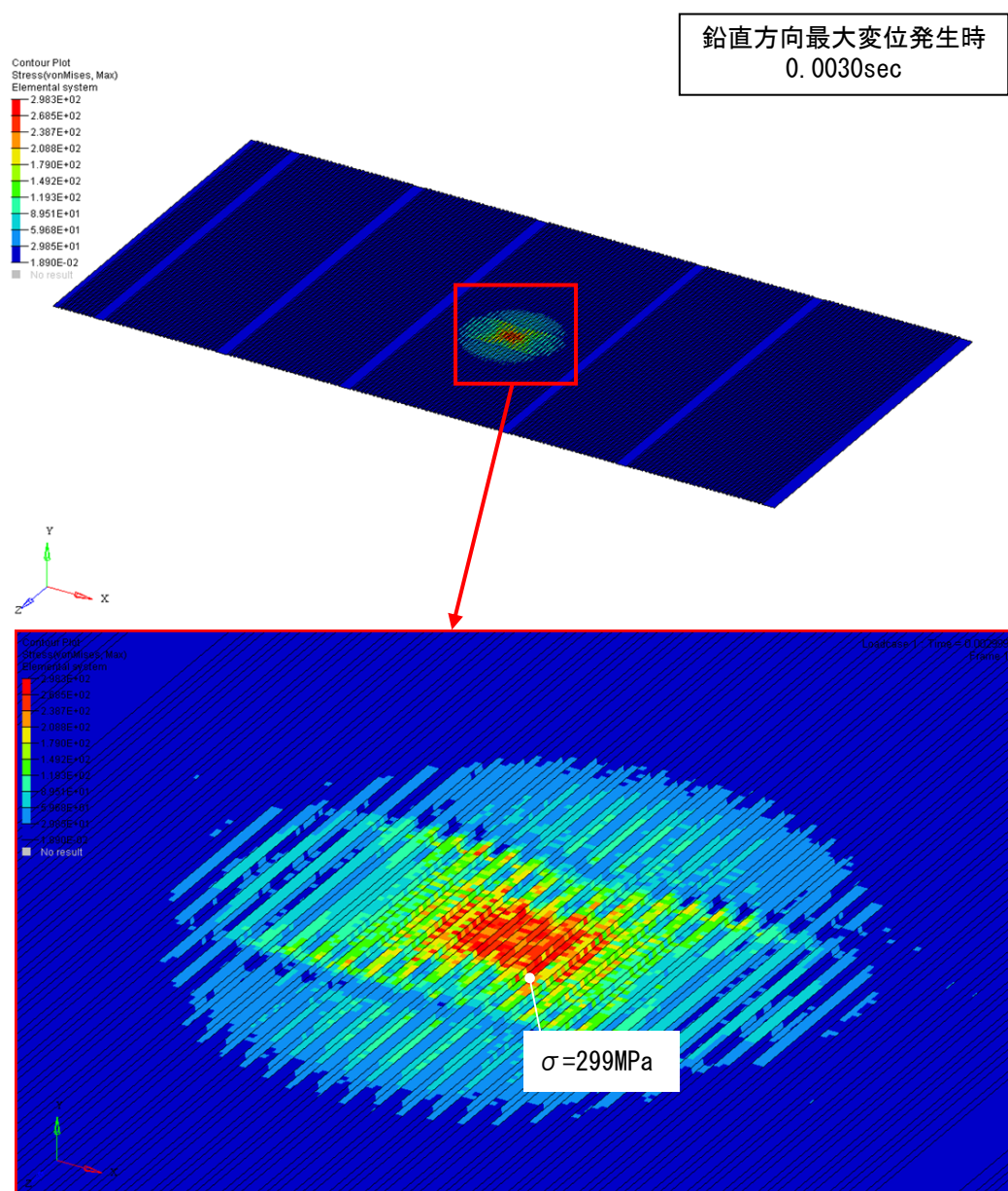


図 1. 1 1 デッキプレート鋼板の発生応力

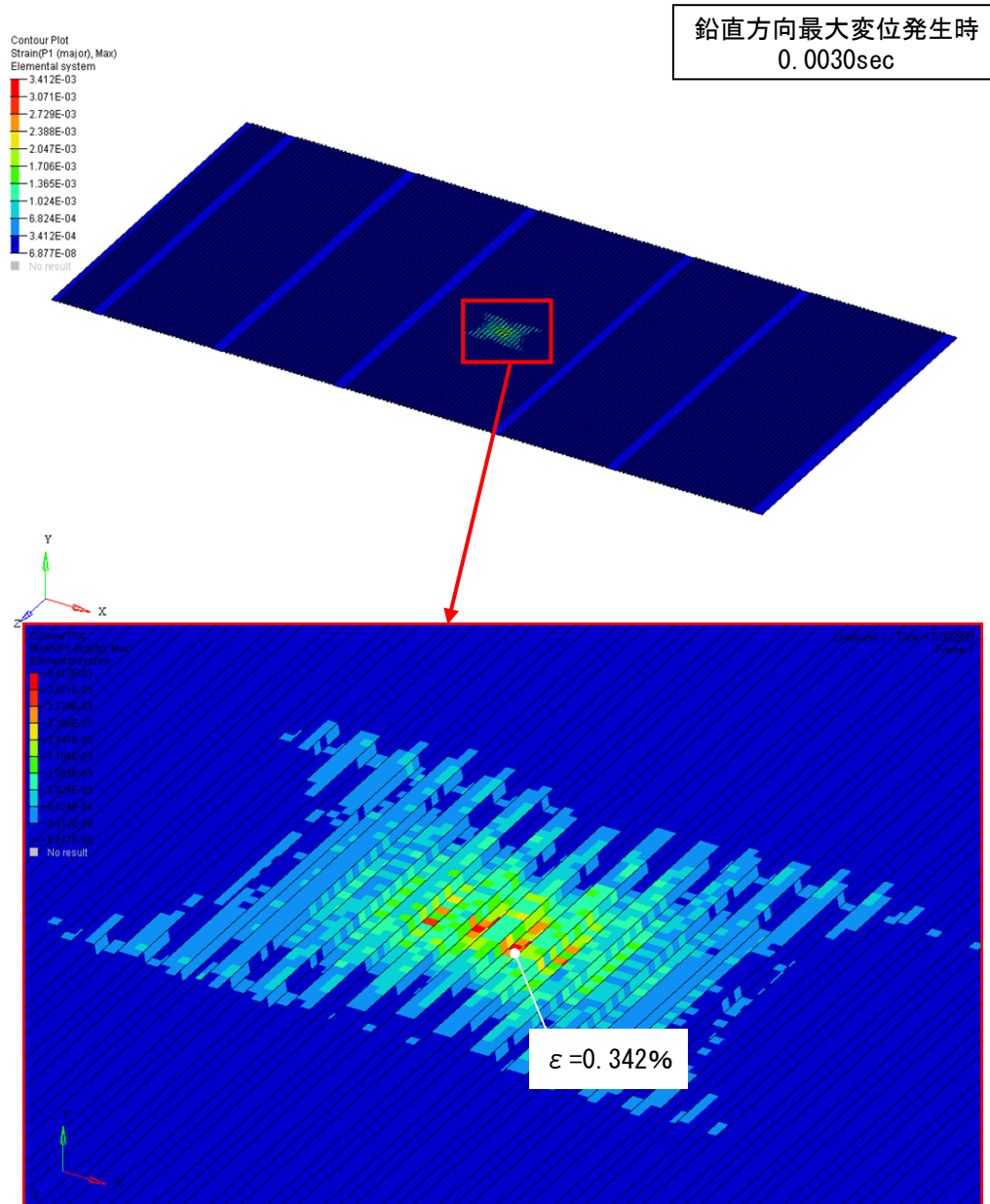


図 1. 1 2 デッキプレート鋼板の最大主ひずみ

b. 乗用車衝突

燃料取扱棟屋根に表 1. 3 及び図 1. 13 に示す乗用車が鉛直方向から衝突する場合の評価を行う。

表 1. 3 乗用車の評価諸元 ($V_D=100\text{m/s}$)

飛来物	飛来物形状 (mm)	重量 (kg)	最大鉛直速度 (m/s)	エネルギー (kJ)
乗用車	長さ 4,600×幅 1,600×奥行 1,400	2,000	32	1,024

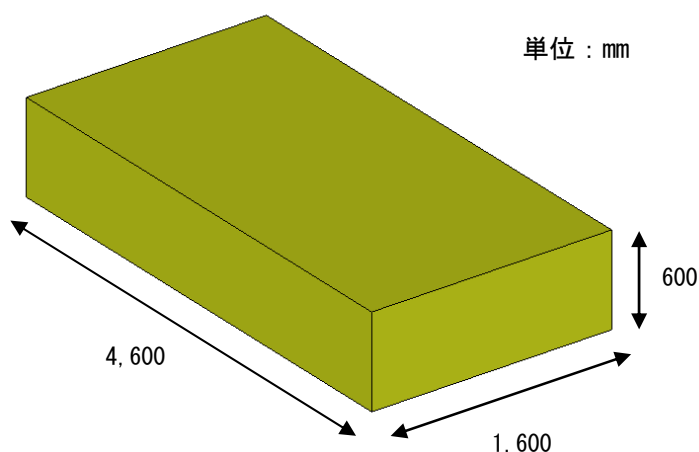


図 1. 13 乗用車の構造概要 (衝突解析)

①解析方法

衝突面は、乗用車の衝突時前面形状を考慮し、600mm×1,600mm の長方形面とする。

燃料取扱棟屋根の解析モデルは、鋼製材衝突のケースと同様とする。燃料取扱棟屋根の解析モデル (概要) を図 1. 14 に示す。

また、乗用車は衝突の際に潰れて自らエネルギーを吸収する構造となっており、その車体剛性 k を以下の式にて求めてモデル化する。

$$k = 588m \quad \text{ここで } k : \text{車体剛性 (N/m)}$$

$$m : \text{車両質量 (kg)}$$

〔参考文献 2 : 「自動車の衝突安全」 2012 年 2 月 29 日 名古屋大学出版会 著者 水野 幸治 〕

なお、鋼製材と同様、飛来物による衝突荷重と組み合わせる静的荷重として、屋根自重、設計竜巻による風荷重+気圧差荷重を考慮した。

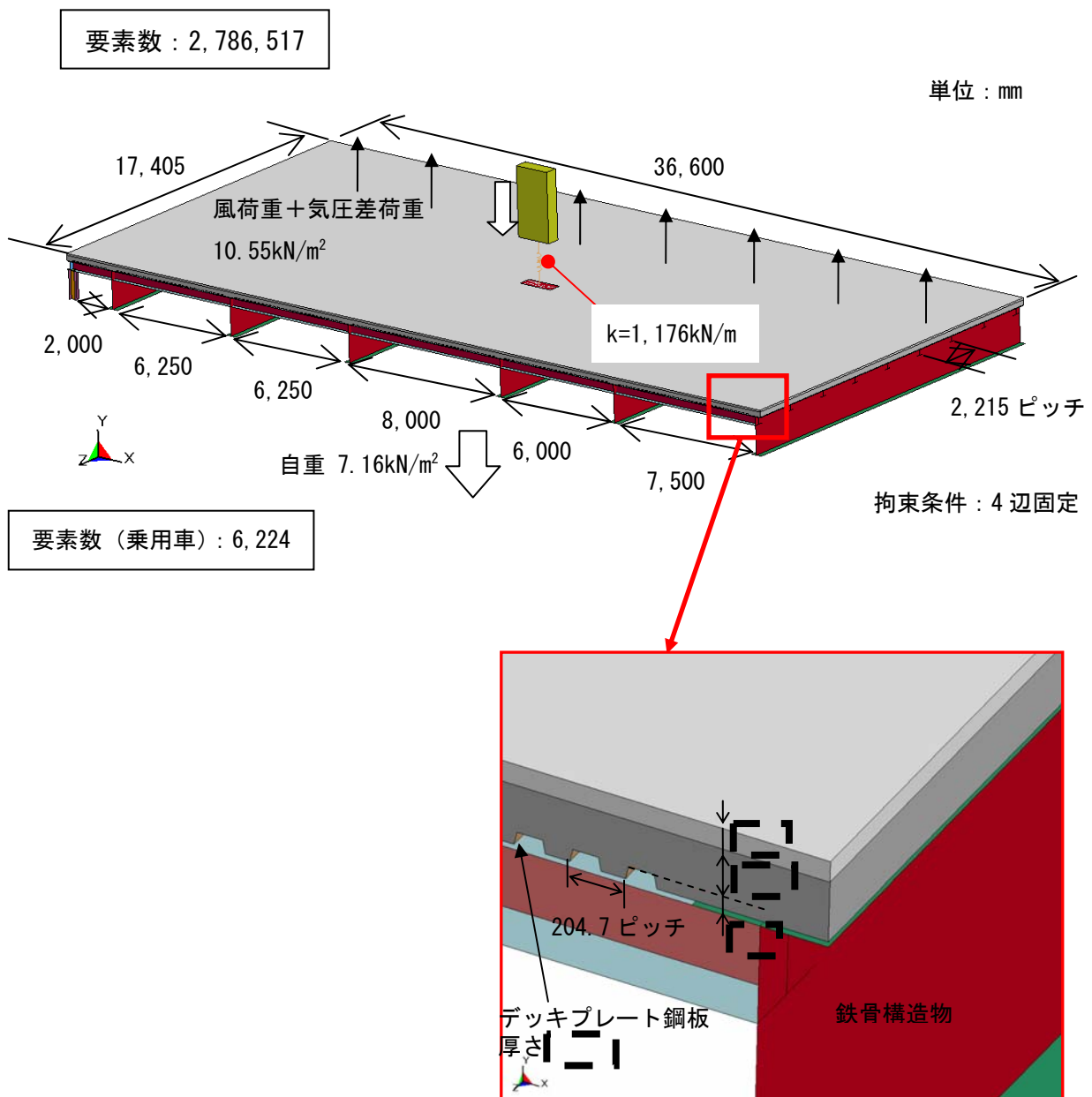


図 1. 1 4 解析モデル (概要)

②解析結果

衝突エネルギーの時刻歴推移の解析結果を図 1. 15 に示す。乗用車の運動エネルギーは衝突によりほとんどが自身の内部エネルギーに変換される。燃料取扱棟屋根に加えられるエネルギーはごく僅かで、その最大値は 14. 7kJ である。

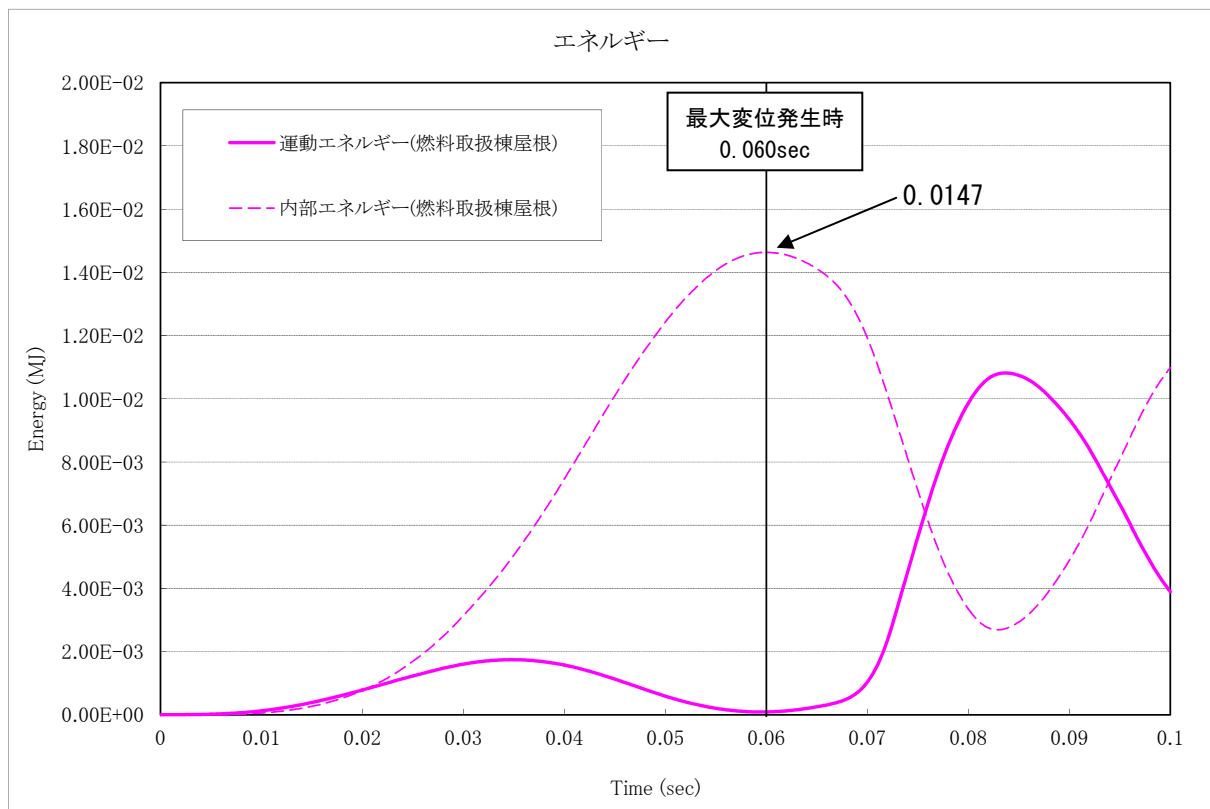
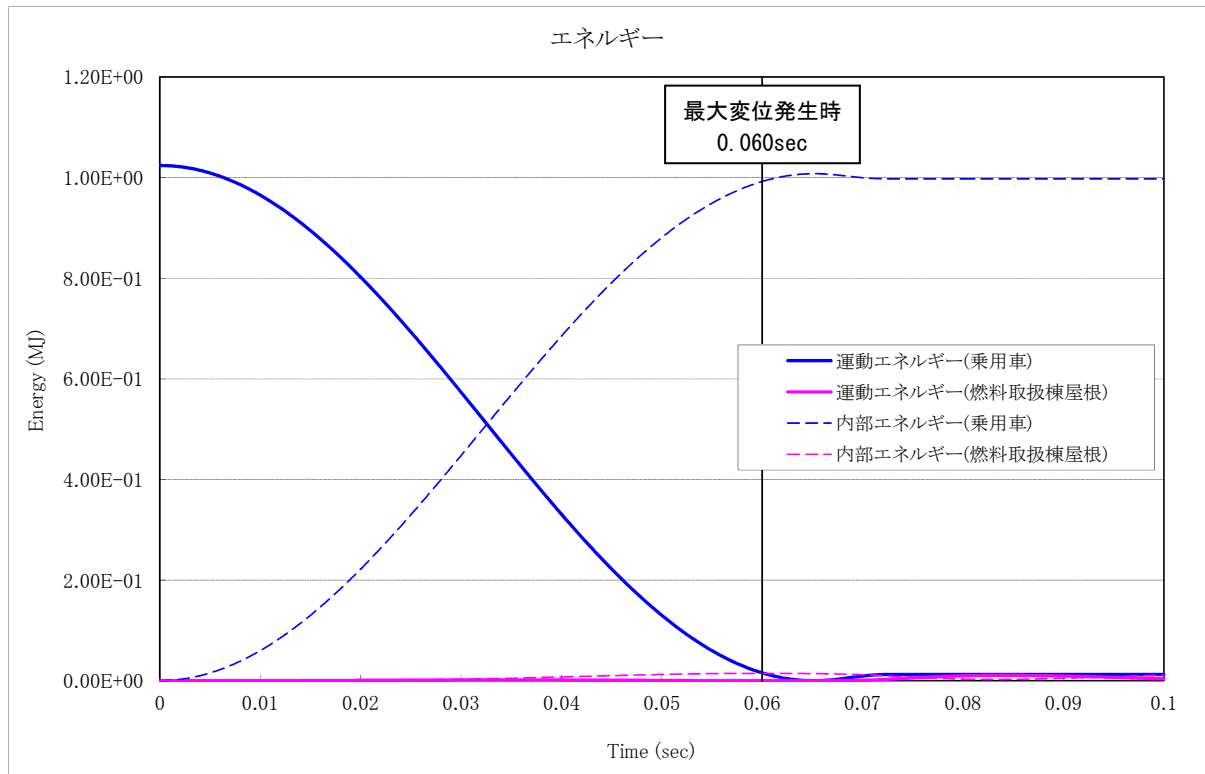


図 1. 15 衝突エネルギーの時刻歴推移

鉄筋コンクリート下面にあるデッキプレート鋼板は、図 1.16 に示す最大発生応力が 231MPa であり、引張強さ (270MPa) 以下であること、図 1.17 に示す最大主ひずみは 0.113% であり、破断ひずみ (17%) 以下であることから、貫通は発生しておらず、また、万が一、コンクリートが裏面剥離しても鋼板で受け止められ、落下することがないことを確認した。

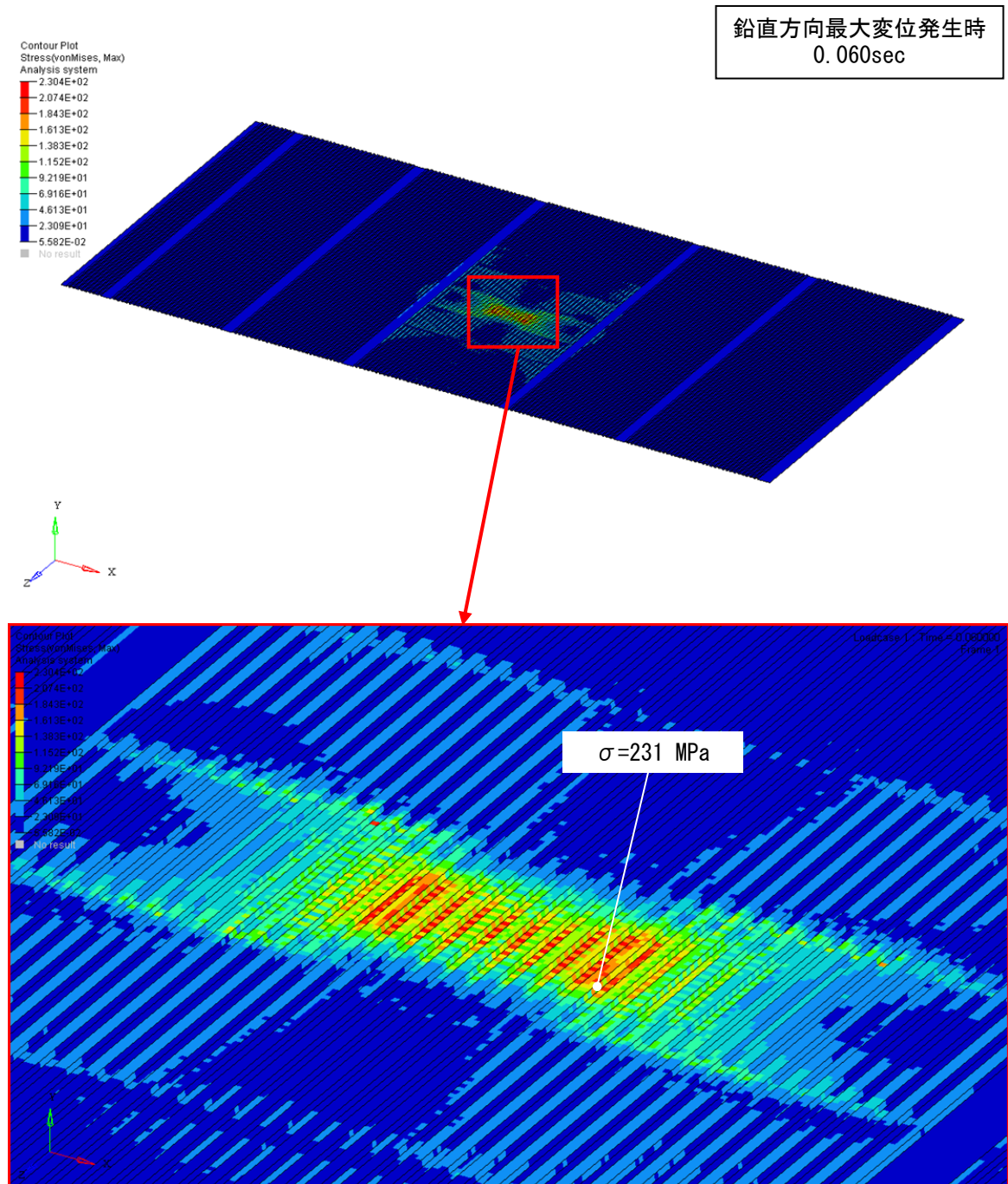


図 1. 1 6 デッキプレート鋼板の発生応力

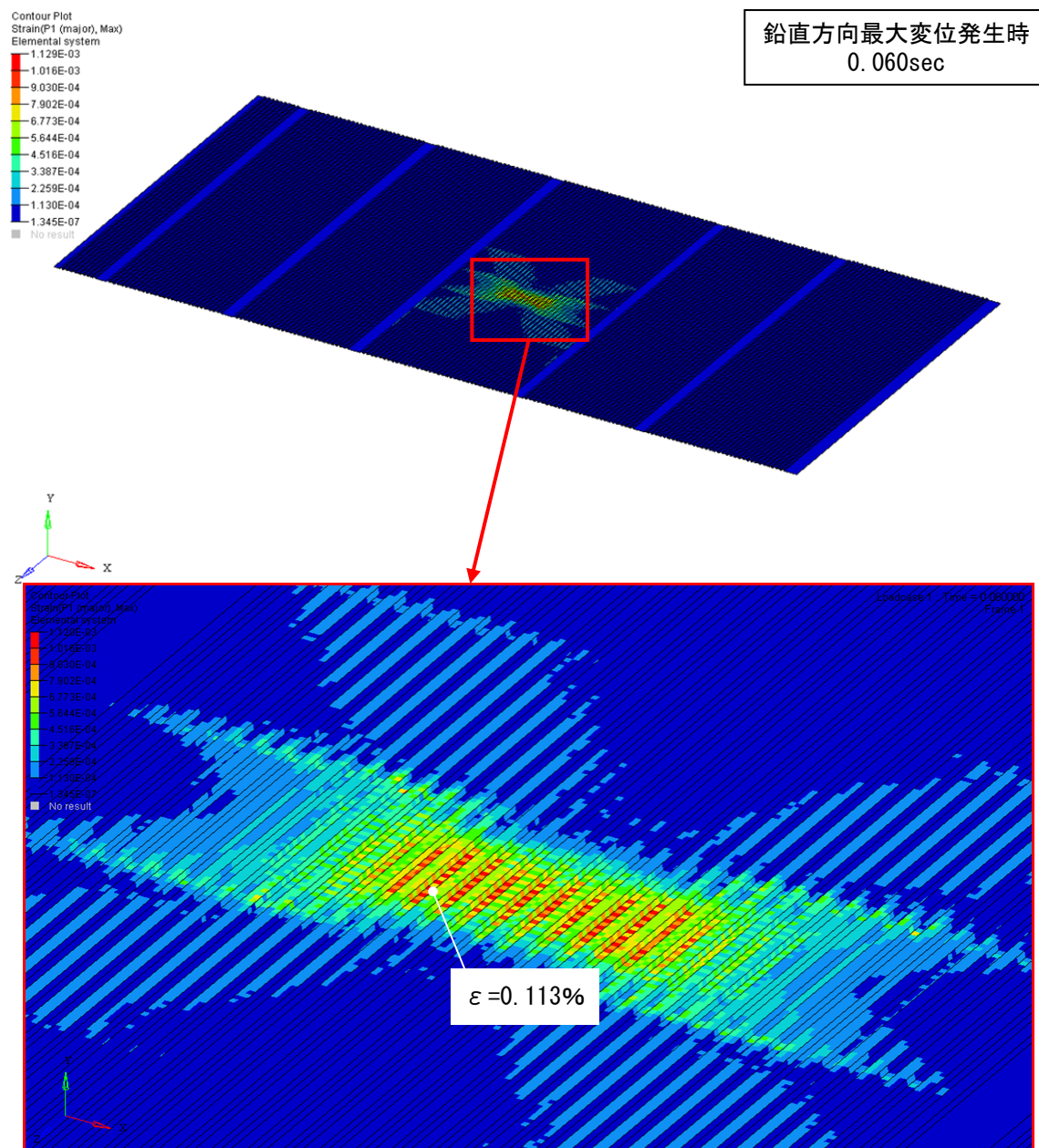


図1. 17 デッキプレート鋼板の最大主ひずみ

(3) まとめ

以上の衝突評価より、設計飛来物が燃料取扱棟屋根に鉛直方向から衝突しても貫通は発生せず、コンクリートが落下することがないことを確認した。

2. 燃料取扱棟腰壁評価

(1) 設計飛来物

設計飛来物は、表 2.1 に示すように、鋼製材、乗用車、鋼製パイプの 3 種類である。

燃料取扱棟腰壁の評価のため、衝突速度は水平方向のものを使う。

鋼製パイプの衝突評価は、そのエネルギーが非常に小さく、構造も鋼製材と類似と考えられることから、エネルギーが大きく上回る鋼製材の評価で代表させることができる。

表 2. 1 設計飛来物の諸元 ($V_D=100\text{m/s}$)

飛来物	飛来物形状 (mm)	重量 (kg)	最大水平速度 (m/s)	エネルギー (kJ)
鋼製材	長さ 4,200×幅 300×奥行 200×板厚 5	135	57	220
乗用車	長さ 4,600×幅 1,600×奥行 1,400	2,000	47	2,210
鋼製パイプ	長さ 2,000×直径 50×板厚 4	8.4	49	11

※：鋼製材の速度は改正前のガイドの記載値。

(2) 衝突評価

a. 鋼製材衝突

燃料取扱棟腰壁に表 2.2 及び図 1.1 に示す鋼製材が水平方向から衝突する場合の評価を行う。

表 2. 2 鋼製材の評価諸元 ($V_D=100\text{m/s}$)

評価対象	飛来物	飛来物形状 (mm)	重量 (kg)	最大水平速度 (m/s)	エネルギー (kJ)
燃料取扱棟 腰壁	鋼製材	長さ 4,200×幅 300× 奥行 200×板厚 5	135	57	220

※：鋼製材の速度は改正前のガイドの記載値。

①解析方法

衝突面は、300mm×200mm の長方形面とする。

図 2.1 に示すように、燃料取扱棟腰壁は、鉄筋コンクリートで構成されている。

燃料取扱棟腰壁の解析モデル（概要、詳細）を図 2.2、図 2.3 に示す。

鉄筋コンクリートにはソリッド要素、鉄筋にはビーム要素を適用した。また、鉄骨、飛来物の鋼製材はシェル要素にてモデル化した。材料は SS400 とし弾塑性体とした。

なお、飛来物による衝突荷重と組み合わせる静的荷重として、設計竜巻による風荷重＋気圧差荷重を考慮した。

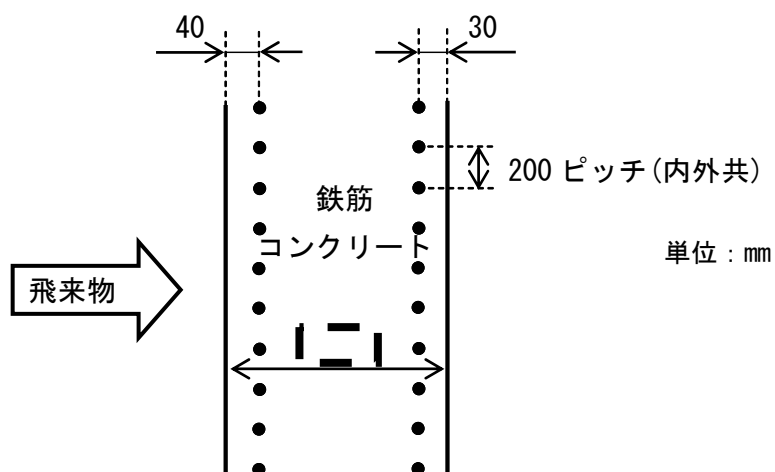


図 2. 1 燃料取扱棟腰壁構造図 (概要)

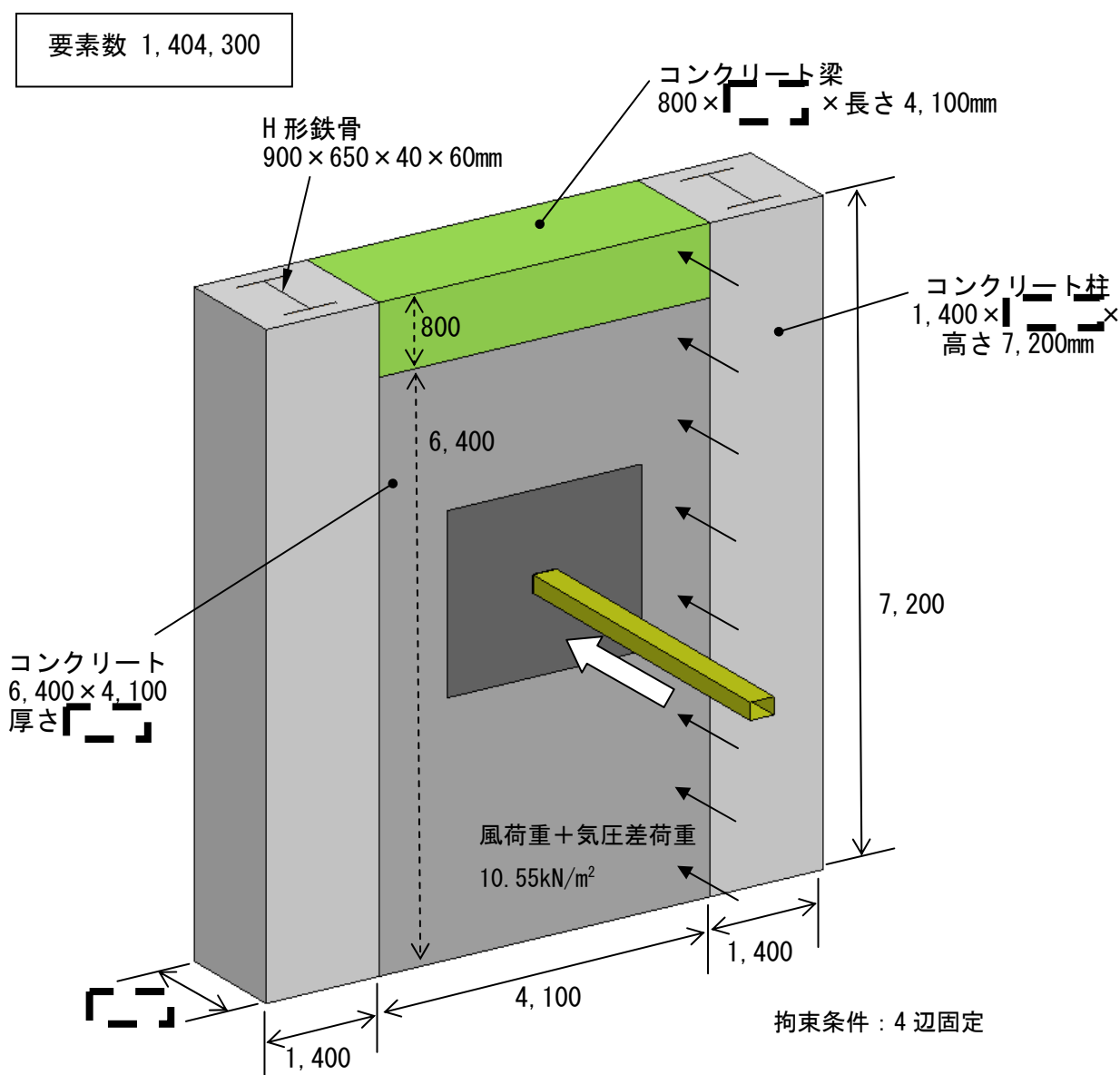


図 2. 2 解析モデル (概要)

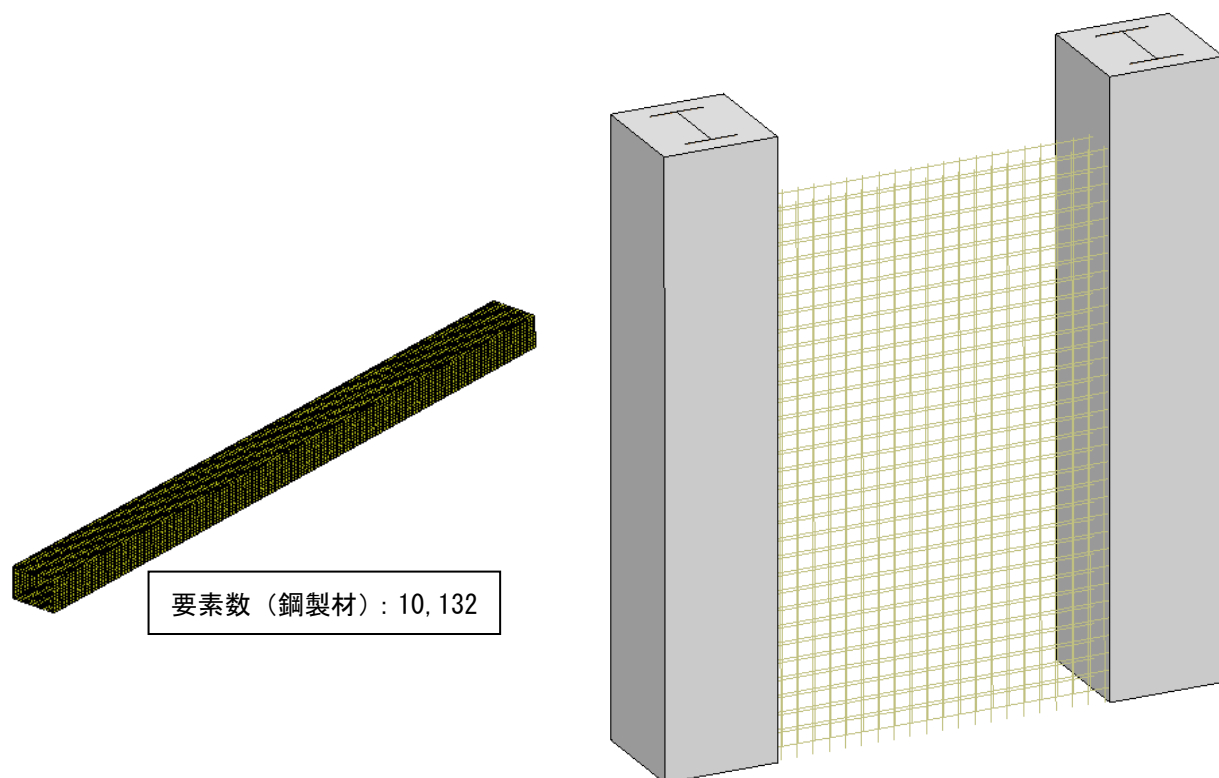
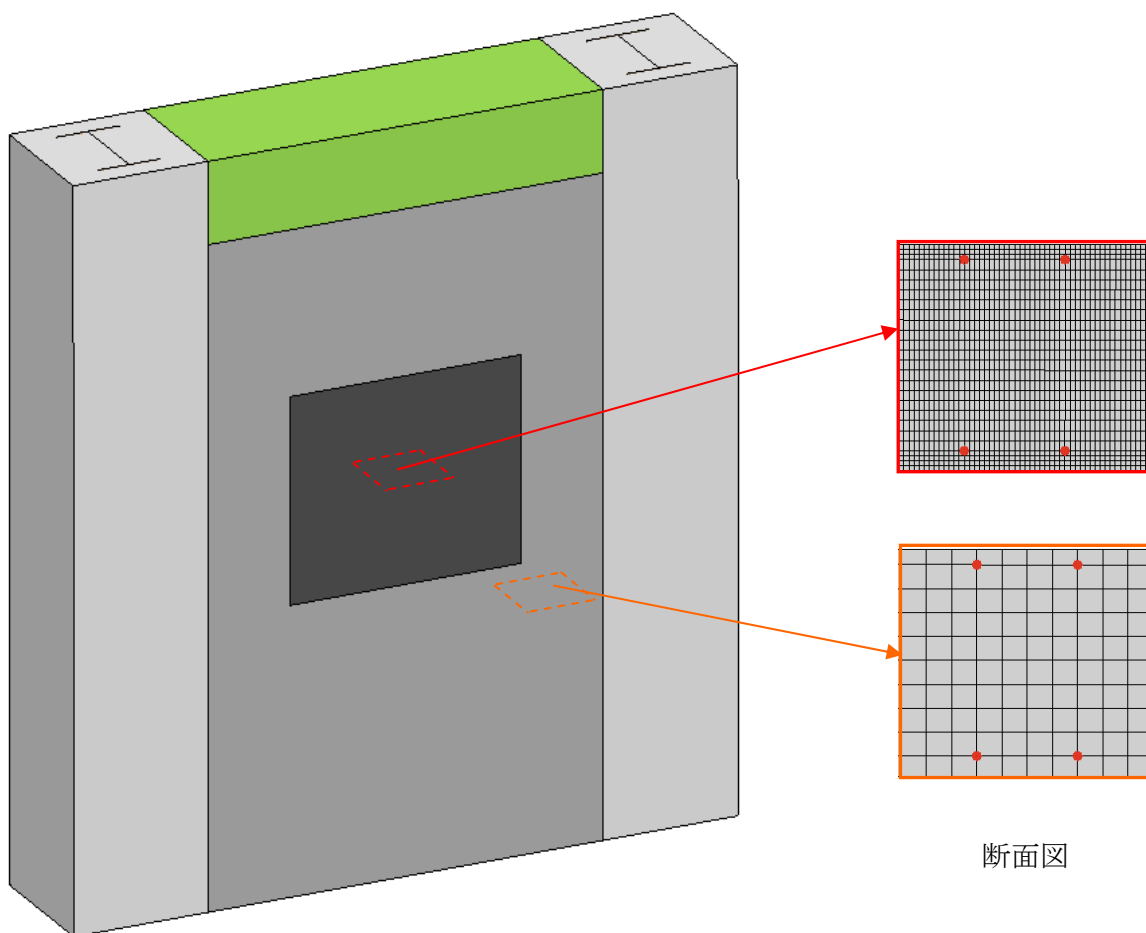


図 2. 3 解析モデル (詳細)

②解析結果

図 2.4 に示すように衝突後に鋼製材は大きく変形する。

衝突エネルギーの時刻歴推移の解析結果を図 2.5 に示す。鋼製材の運動エネルギーは衝突によりほとんどが自身の内部エネルギーに変換される。図 2.6 に示すように裏面剥離に重要な衝突部近傍の領域に加えられるエネルギーはごく僅かで、その最大値は 10.6kJ である。

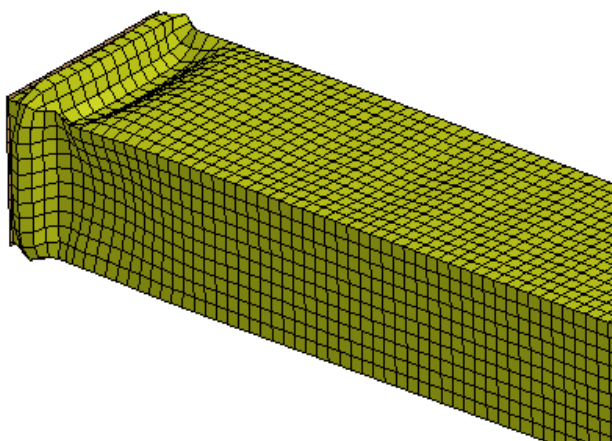


図 2. 4 衝突後の鋼製材変形図

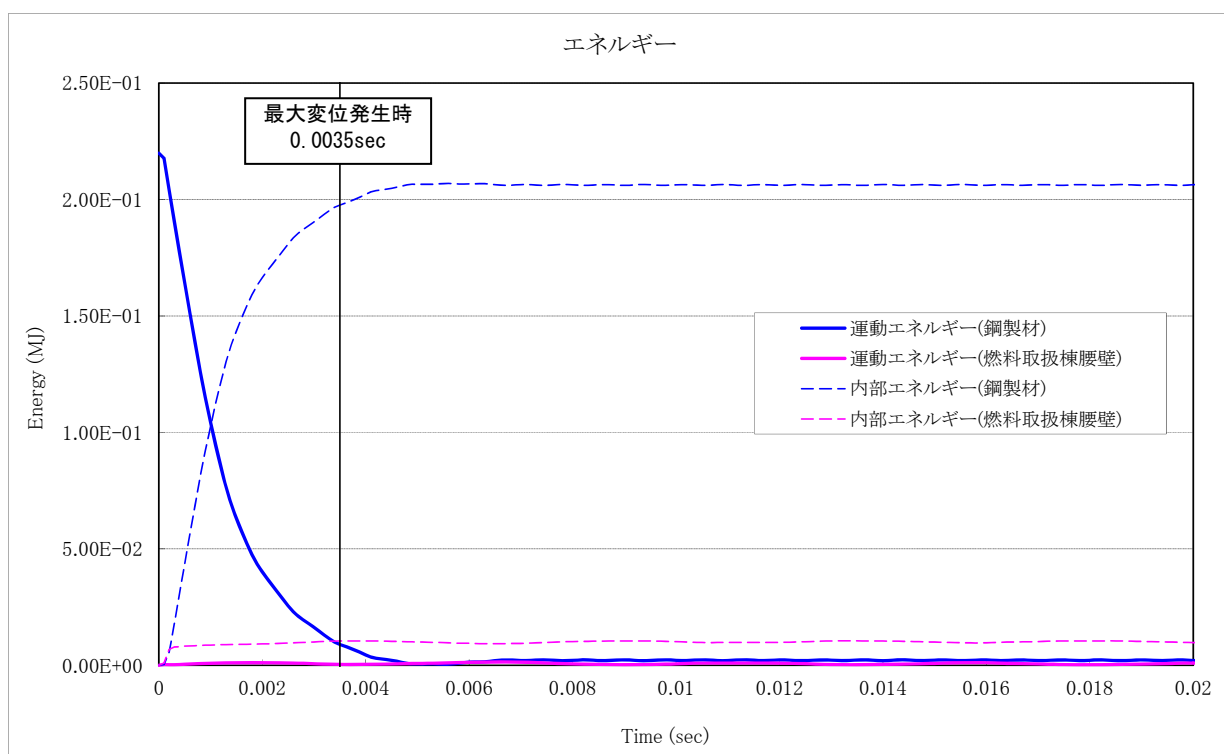


図 2. 5 衝突エネルギーの時刻歴推移

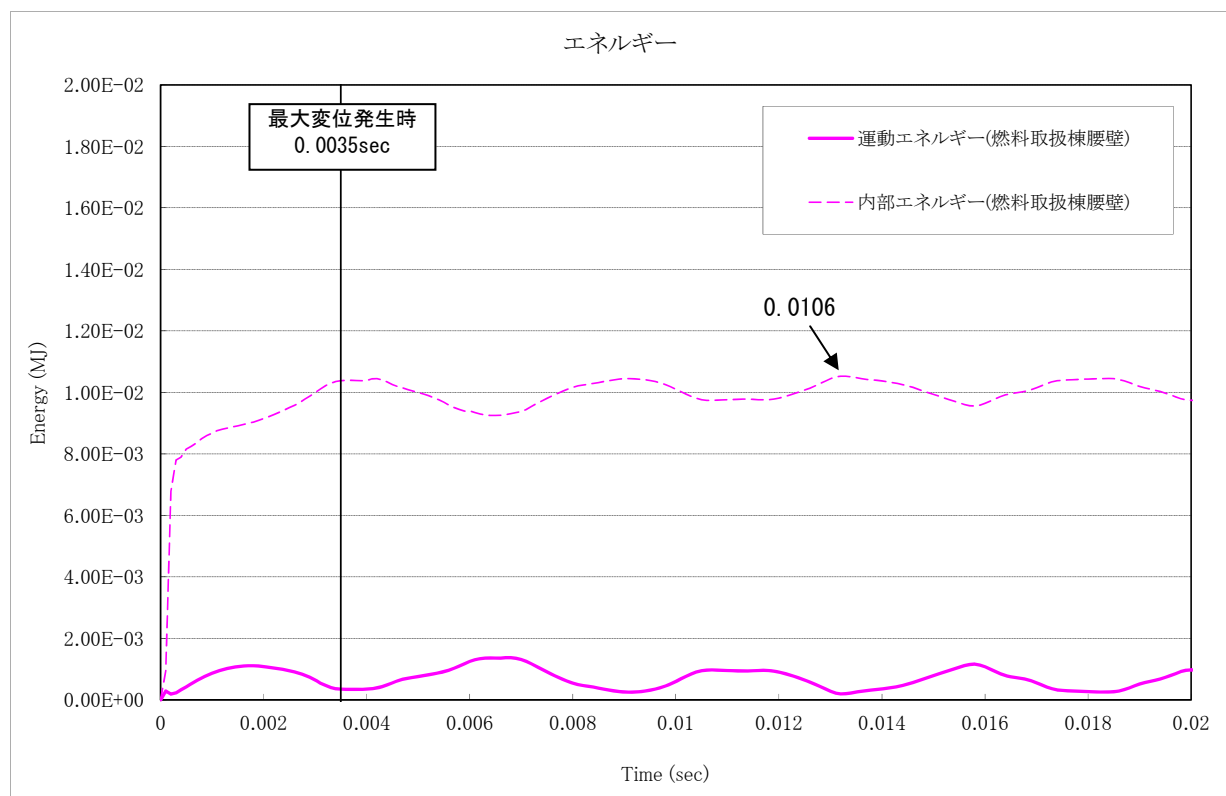


図 2. 6 衝突エネルギーの時刻歴推移(コンクリート壁)

③鉄筋コンクリートへの影響評価

【評価式】

設計飛来物の鉄筋コンクリートへの衝突による影響は、以下の「修正 NDRC 式」(①式)、「Degen 式」(②式) 及び「Chang 式」(③式) に基づいて評価する。このうち、貫通評価は①式に示す修正 NDRC 式を用いて貫入深さを求め、Degen 式 (②式) により貫通限界厚さを求める。裏面剥離評価は Chang 式 (③式) により裏面剥離限界厚さを求める。

$$x_c = \alpha_c \sqrt{4KWND \left(\frac{V}{1000D} \right)^{1.8}}, \text{ for } \frac{x_c}{\alpha_c D} < 2.0 \quad \dots\dots\dots \textcircled{1} \text{ (修正 NDRC 式)}$$

$$t_p = \alpha_p D \left\{ 2.2 \left(\frac{x_c}{\alpha_c D} \right) - 0.3 \left(\frac{x_c}{\alpha_c D} \right)^2 \right\}, \text{ for } \frac{x_c}{\alpha_c D} \leq 1.52 \quad \dots\dots\dots \textcircled{2} \text{ (Degen 式)}$$

$$t_s = \alpha_s 1.84 \left\{ \frac{200}{V} \right\}^{0.13} \frac{(MV^2)^{0.4}}{(D/12)^{0.2} (144F_c)^{0.4}} \quad \dots\dots\dots \textcircled{3} \text{ (Chang 式)}$$

ここで、

x_c : 貫入深さ (in)	α_c : 飛来物低減係数	K : $180/\sqrt{F_c}$
W : 飛来物重量 (lb)	N : 形状係数	D : 飛来物直径 (in)
V : 衝突速度 (ft/s)	F_c : コンクリート強度 (psi)	
t_p : 貫通厚さ (in)	α_p : 飛来物低減係数	
t_s : 裏面剥離厚さ (ft)	α_s : 飛来物低減係数	M : 質量 (lb/(ft/s ²))

低減係数 α_c , α_p , α_s : 考慮しない (=1.0)

コンクリート強度 F_c : 26.5MPa

形状係数 N : 「構造工学シリーズ6 構造物の衝撃挙動と設計法」(土木学会) に記載されている形状係数 (0.72~1.14) のうち、先端の形状が非常に鋭いもの (=1.14)

飛来物直径 D : 飛来物の衝突面と等面積の円となる直径 (=27.6cm)

【評価結果】

衝突エネルギーが鋼製材と同じ形状と質量を持つ剛体によって与えられたとすると、その速度は下式より 12.5m/s となる。

$$\frac{1}{2} \times M \times V^2 = \frac{1}{2} \times 135 \times V^2 = 10,600 \text{ J}$$

$$\Rightarrow V = 12.5 \text{ m/s}$$

想定飛来物である質量 135kg の鋼製材が 57m/s で燃料取扱棟腰壁鉄筋コンクリートに衝突することは、同様の質量、衝突面積で剛体の物体が鉄筋コンクリートに 12.5m/s で衝突することと等価となり、上述の式①，②，③に代入すると、以下の結果となる。

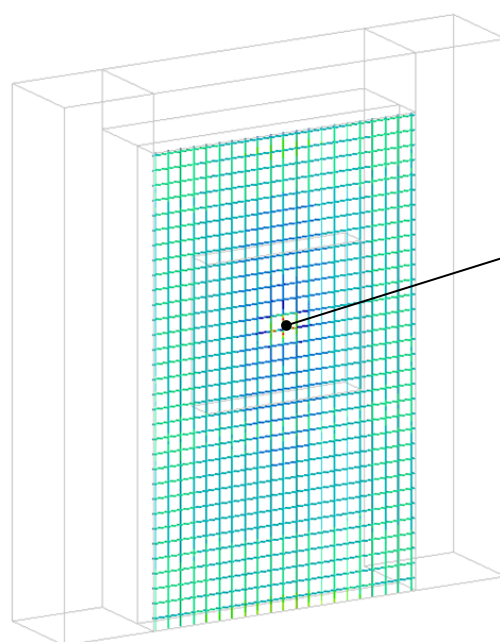
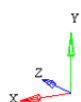
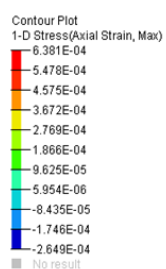
- ・裏面剥離厚さ：17cm
- ・貫通厚さ：8cm

また、図 2.7 に示す鉄筋コンクリートの裏面側鉄筋の最大軸方向ひずみは 0.0508% であり、実験結果より確認された許容ひずみ（0.2%）以下であることから、コンクリートがシェアコーン状に裏面剥離し、落下することがないことを確認した。

（参考文献 1）

「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」平成 3 年 7 月 財団法人電力中央研究所 著者 伊藤千活、大沼博志、白井孝治 にて、剛飛来物による衝突試験が行われ、裏面側鉄筋ひずみが約 0.2% の場合には、裏面剥離が発生していない。

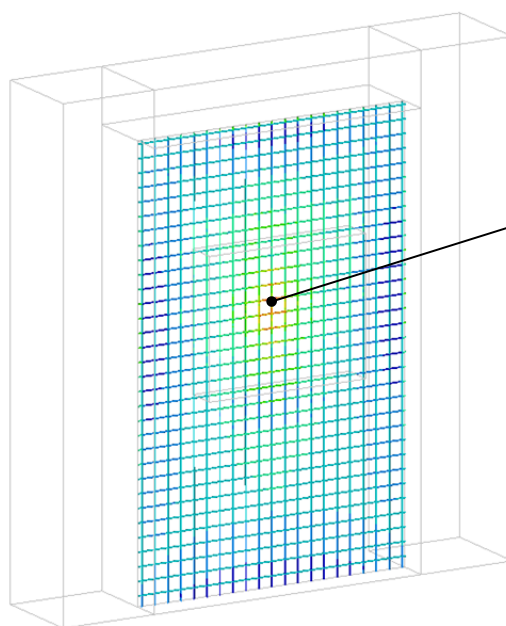
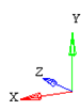
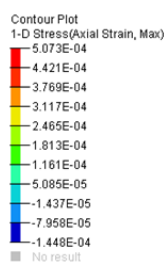
したがって、燃料取扱棟腰壁に鋼製材が水平方向から衝突しても鉄筋コンクリート厚さは十分余裕があるため貫通は発生せず、また、鉄筋コンクリートの裏面側鉄筋の最大軸方向ひずみも許容ひずみ以下であるため、裏面剥離が発生しコンクリートが落下することがないことを確認した。



水平方向最大変位発生時
0.0035sec

$\varepsilon = 0.0639\%$

外側



$\varepsilon = 0.0508\%$

内側

図 2. 7 鉄筋の軸方向ひずみ

b. 乗用車衝突

燃料取扱棟腰壁に表 2.3 及び図 1.13 に示す乗用車が水平方向から衝突する場合の評価を行う。

表 2.3 乗用車の評価諸元 ($V_D=100\text{m/s}$)

評価対象	飛来物	飛来物形状 (mm)	重量 (kg)	最大水平速度 (m/s)	エネルギー (kJ)
燃料取扱棟 腰壁	乗用車	長さ 4,600×幅 1,600× 奥行 1,400	2,000	47	2,210

①解析方法

衝突面は、乗用車の前面形状を考慮し、600mm×1,600mm の長方形面とする。

腰壁の解析モデルは、鋼製材衝突のケースと同様とする。燃料取扱棟腰壁の解析モデル(概要)を図 2.8 に示す。

また、乗用車は衝突の際に潰れて自らエネルギーを吸収する構造となっており、その車体剛性 k を以下の式にて求めてモデル化する。

$$k = 588m \quad \text{ここで } k : \text{車体剛性 (N/m)} \\ m : \text{車両質量 (kg)}$$

〔参考文献 2 : 「自動車の衝突安全」 2012 年 2 月 29 日 名古屋大学出版会 著者 水野 幸治 〕

なお、鋼製材と同様、飛来物による衝突荷重と組み合わせる静的荷重として、設計竜巻による風荷重+気圧差荷重を考慮した。

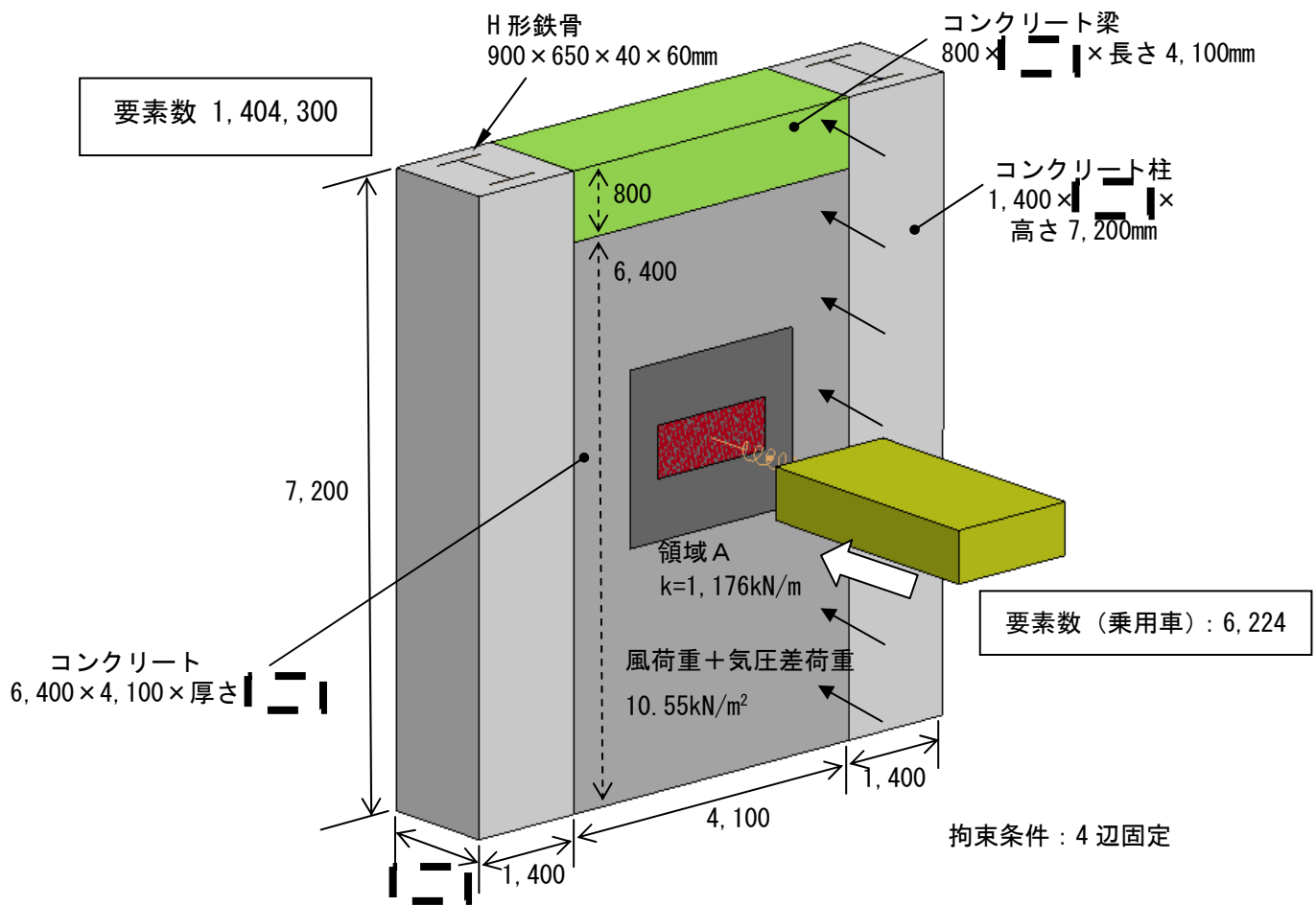


図 2. 8 解析モデル (概要)

②解析結果

衝突エネルギーの時刻歴推移の解析結果を図 2.9 に示す。乗用車の運動エネルギーは衝突によりほとんどが自身の内部エネルギーに変換される。裏面剥離に重要な衝突部近傍の領域に加えられるエネルギーはごく僅かで、その最大値は 0.757kJ である。

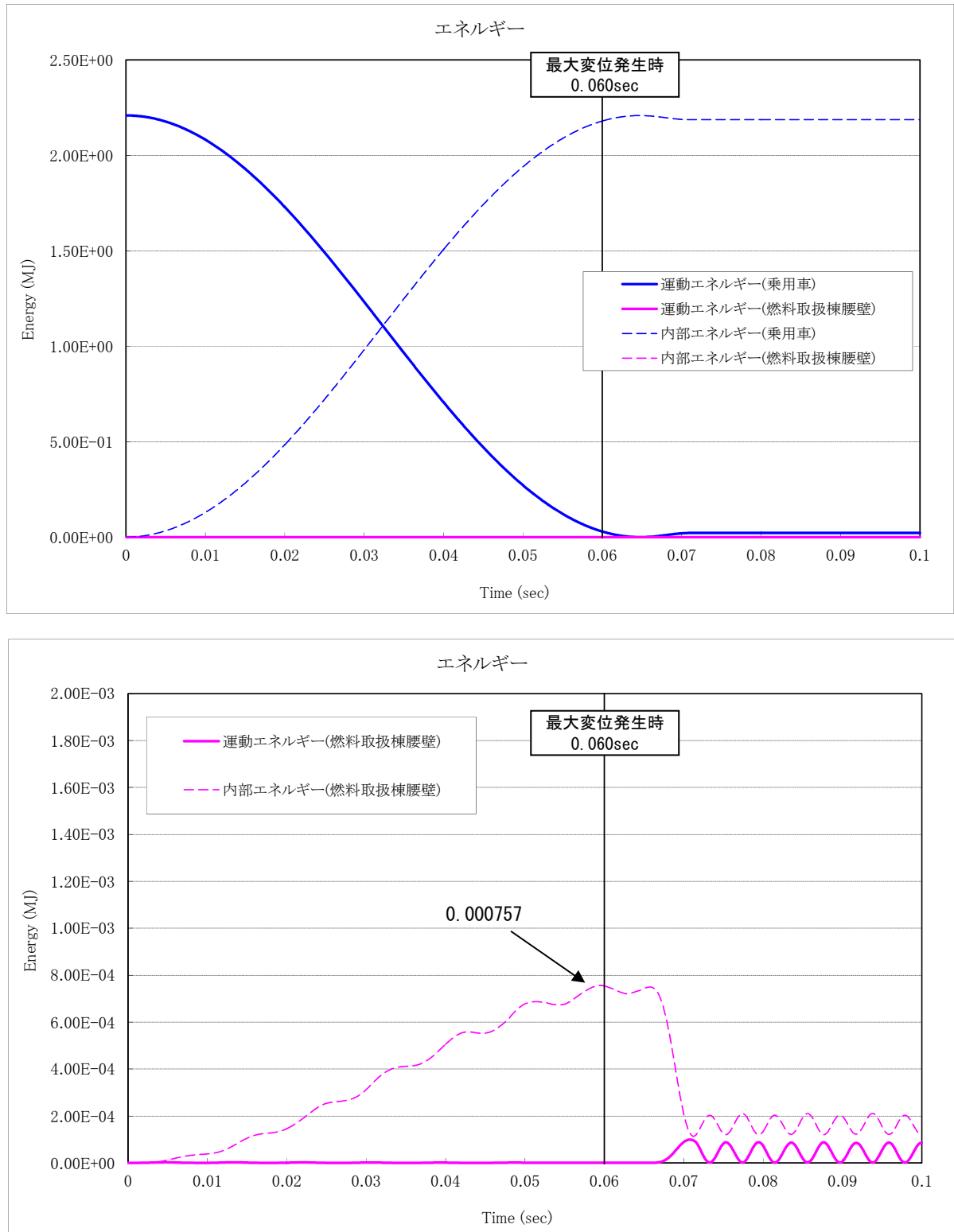


図 2. 9 衝突エネルギーの時刻歴推移

③鉄筋コンクリートへの影響評価

【評価結果】

衝突エネルギーが乗用車と同じ形状と質量を持つ剛体によって与えられたとすると、その速度は下式より 0.9m/s となる。

$$\frac{1}{2} \times M \times V^2 = \frac{1}{2} \times 2,000 \times V^2 = 757J$$

$$\Rightarrow V = 0.9m/s$$

想定飛来物である質量 2,000kg の乗用車が 47m/s で燃料取扱棟腰壁鉄筋コンクリートに衝突することは、同様の質量、衝突面積で剛体の物体が鉄筋コンクリートに 0.9m/s で衝突することと等価となり、上述の式①、②、③に代入すると、以下の結果となる。

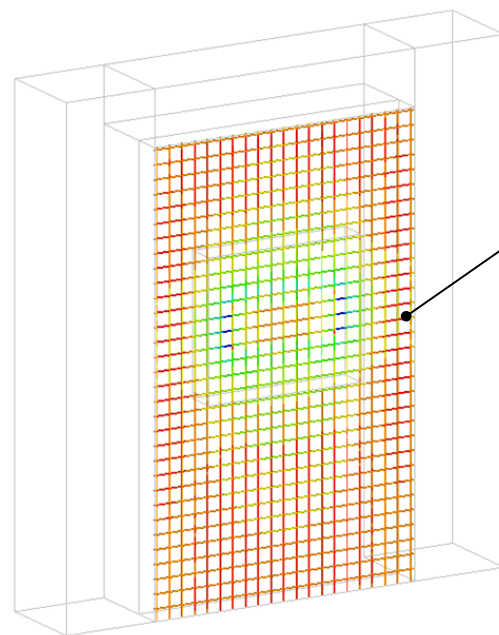
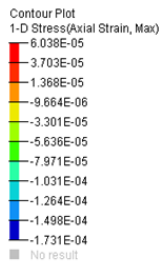
- ・裏面剥離厚さ：7 cm
- ・貫通厚さ：2 cm

また、図 2.10 に示す鉄筋コンクリートの裏面側鉄筋の最大軸方向ひずみは 0.0143% であり、実験結果より確認された許容ひずみ (0.2%) 以下であることから、コンクリートがシェアコーン状に裏面剥離し、落下することがないことを確認した。

(参考文献 1)

「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」平成 3 年 7 月 財団法人電力中央研究所 著者 伊藤千活、大沼博志、白井孝治 にて、剛飛来物による衝突試験が行われ、裏面側鉄筋ひずみが約 0.2% の場合には、裏面剥離が発生していない。

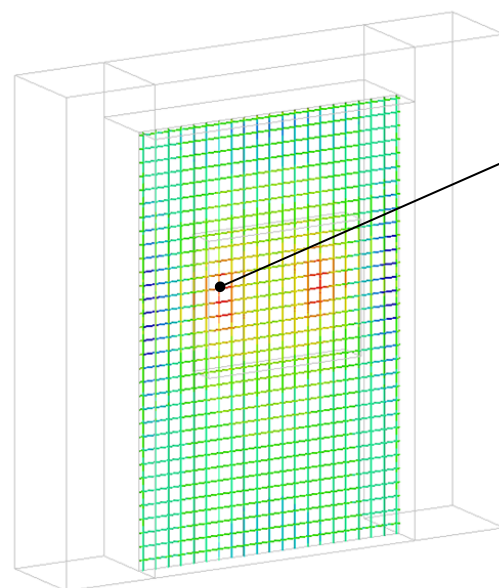
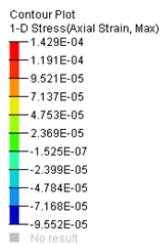
したがって、燃料取扱棟腰壁に鋼製材が水平方向から衝突しても鉄筋コンクリート厚さは十分余裕があるため貫通は発生せず、また、鉄筋コンクリートの裏面側鉄筋の最大軸方向ひずみも許容ひずみ以下であるため、裏面剥離が発生しコンクリートが落下することがないことを確認した。



水平方向最大変位発生時
0.060sec

$\varepsilon = 0.00604\%$

外側



$\varepsilon = 0.0143\%$

内側

図2. 10 鉄筋の軸方向ひずみ

(3) まとめ

以上の衝突評価により、設計飛来物が燃料取扱棟腰壁に水平衝突しても、鉄筋コンクリート厚さは十分余裕があるため貫通は発生せず、また、裏面剥離が発生しコンクリートが落下することはないことを確認した。

7. 評価結果まとめ

竜巻防護施設を内包する施設の評価結果一覧を表 7. 1 に示す。表 7. 1 より燃料取扱棟（折板壁）以外の部位については裏面剥離及び貫通しないことを確認した。

なお、燃料取扱棟（折板壁）については、飛来物が侵入することを前提とした評価を添付資料 7 に示す。

表 7. 1 竜巻防護施設を内包する施設の W_{T2} ($W_W + 0.5W_P + W_W$) による評価結果

番号	建屋 又は 構築物	外壁／屋根スラブ		評価及び評価結果				評価結果		備 考
		位置 EL. (m)		鋼製材	乗用車	裏面剥離	貫通			
						結果	結果			
①	O／S	32.3～60.689(シリンダー部)		⑦の評価を準用	⑦の評価を準用	○	○			
②		60.689～83.359(ドーム部)		解析評価：6．原子炉格納施設外周コンクリート壁トップドーム頂部評価 ・最大発生応力 218MPa 【判定基準】引張強さ：400MPa以下 ・最大主ひずみ 0.0985% 【判定基準】破断ひずみ：17%以下 【評価結果】 裏面剥離及び貫通はしない。	・最大発生応力 40.6MPa 【判定基準】引張強さ：400MPa以下 ・最大主ひずみ 0.0173% 【判定基準】破断ひずみ：17%以下 【評価結果】 裏面剥離及び貫通はしない。	○	○	鉄板型枠有 []		
③	RE／ B	一般部	17.0～20.4 (外壁)	⑦の評価を準用	⑦の評価を準用	○	○			
④		一般部	46.8(屋根)	⑪の評価を準用	⑪の評価を準用	○	○	デッキプレート有 []		
⑤		塔屋部	32.3～36.0 (外壁)	⑫の評価を準用	⑫の評価を準用	○	○			
⑥		塔屋部	36.0(屋根)	⑬の評価を準用	⑬の評価を準用	○	○			
⑦	FH／B	32.3～39.5 (外壁)		解析評価：2．燃料取扱棟腰壁評価		○	○			
⑧										
⑨		54.8(屋根)		解析評価：1．燃料取扱棟屋根評価 ・最大発生応力 299MPa 【判定基準】引張強さ：270MPa以下 ・最大主ひずみ 0.342% 【判定基準】破断ひずみ：17%以下 【評価結果】 局部的に引張強さを超過しているが、破断ひずみ以下であるため貫通は発生しない。 裏面剥離した場合はデッキプレートによりコンクリートは飛散しない。		・最大発生応力 231MPa 【判定基準】引張強さ：270MPa以下 ・最大主ひずみ 0.113% 【判定基準】破断ひずみ：17%以下 【評価結果】 裏面剥離及び貫通はしない。	○	○	デッキプレート有 []	
⑩		A／B	一般部	24.0～32.3 (外壁)	⑦の評価を準用	⑦の評価を準用	○	○		
⑪				32.3・39.5(屋根)	解析評価：3．原子炉補助建屋屋根評価 ・最大発生応力 140MPa 【判定基準】引張強さ：205MPa以下 ・最大主ひずみ 0.0617% 【判定基準】破断ひずみ：17%以下 【評価結果】 裏面剥離及び貫通はしない。		・最大発生応力 68.6MPa 【判定基準】引張強さ：205MPa以下 ・最大主ひずみ 0.0315% 【判定基準】破断ひずみ：17%以下 【評価結果】 裏面剥離及び貫通はしない。	○	○	デッキプレート有 []
⑫	塔屋部	24.0～29.9, 32.3～35.8 (外壁)		解析評価：5．原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋評価（壁面）		○	○			
⑬										
⑭	非常用ディーゼル発電機燃料油貯油槽基礎（地中）			⑫の評価を準用	⑫の評価を準用	○	○			
⑮	海水ポンプエリア防護壁（屋外）			⑦の評価を準用	⑦の評価を準用	○	○			

※ 1：厚さは各建屋（構築物）における最小値

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

伊藤 千浩*1 大沼 博志*2 白井 孝治*3

キーワード：衝撃，鉄筋コンクリート，設計，剛飛来物

Design Method of Concrete Structures against Impact due to Collision of Missile

by C. Ito, H. Onuma and K. Shirai

Synopsis

For the design of concrete containment structures built in nuclear power stations in Japan, internal pressure, temperature load and earthquake load have so far been considered as the major types of load that could result from accident.

In some foreign countries, impact load caused by collision of missile is taken into consideration for the design of this kind of structures as well. Also in Japan, in the design of the repossessing plants which is planned to built at SHIMOKITA area, air craft crash is taken into account.

In this study, in order to establish the design method of concrete structures against Impact due to Collision of Missile, the impact tests have been carried out using hard missile with the velocity from 40 m/s to 250 m/s, as well as the numerical simulations by means of Finite Element Method (F.E.M).

Based on these results, we proposed the design method of Reinforced Concrete Structure Against the Collision of Missile.

(Abiko Research Laboratory Rep. No. U24)

（平成3年7月8日承認）

*1 原燃サイクル部 輸送・貯蔵研究室 主査研究員

*2 原子力総合推進室 リーダー

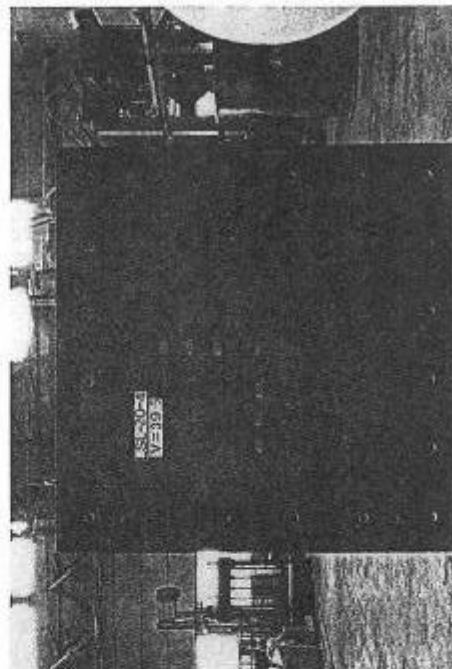
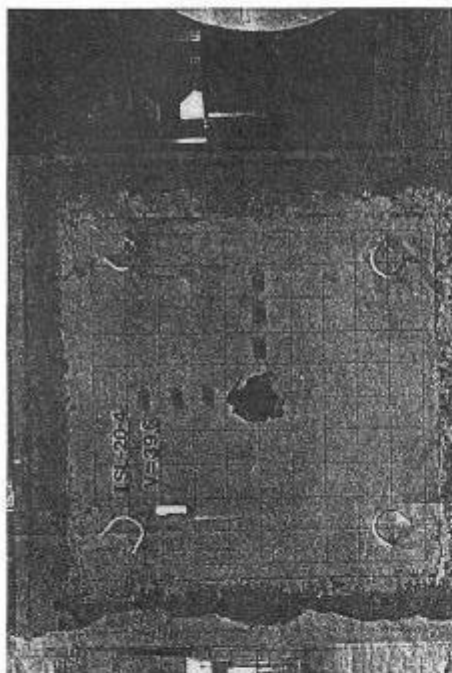
*3 原燃サイクル部 輸送・貯蔵研究室 担当研究員

4.3.7 ライナーの効果

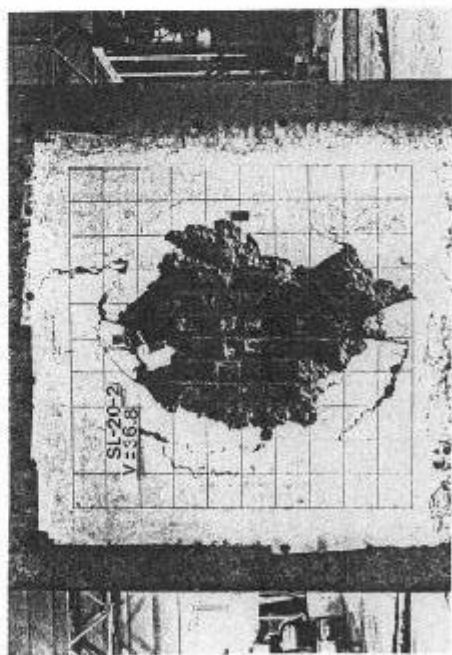
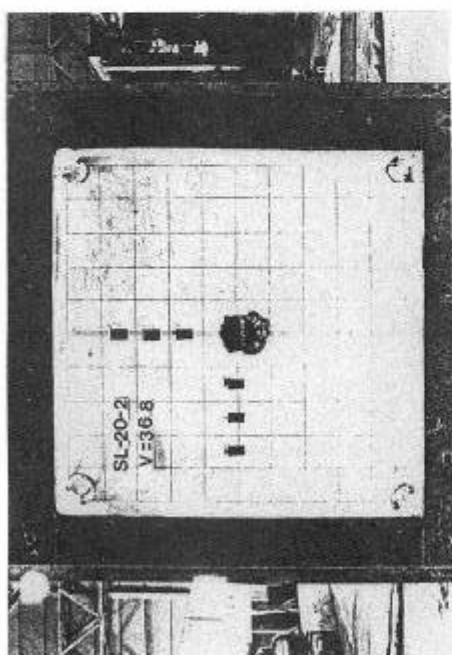
図 4.3.7に鋼製ライナーを取付けた場合と取付けない場合の床版にほぼ同じ速度で飛来物を衝突させたときの比較を示す。この図に示されるように、ライナーを取付けることにより、（裏面剝離は発生しているものと考えられるが）、剝離物の飛散が防止されることが明らかになった。

ライナーの使用については、鋼繊維の場合と同様、施工や経済性の課題が残るが、裏面剝離物の飛散を防ぐには非常に効果のある方法である。

* デッキプレートにライナーとしての効果を期待することもでき、この場合には、一石二鳥の役割となり、合理的である。



ライナーを取付けた場合



ライナーが無い場合

図 4.3.7 ライナーの効果

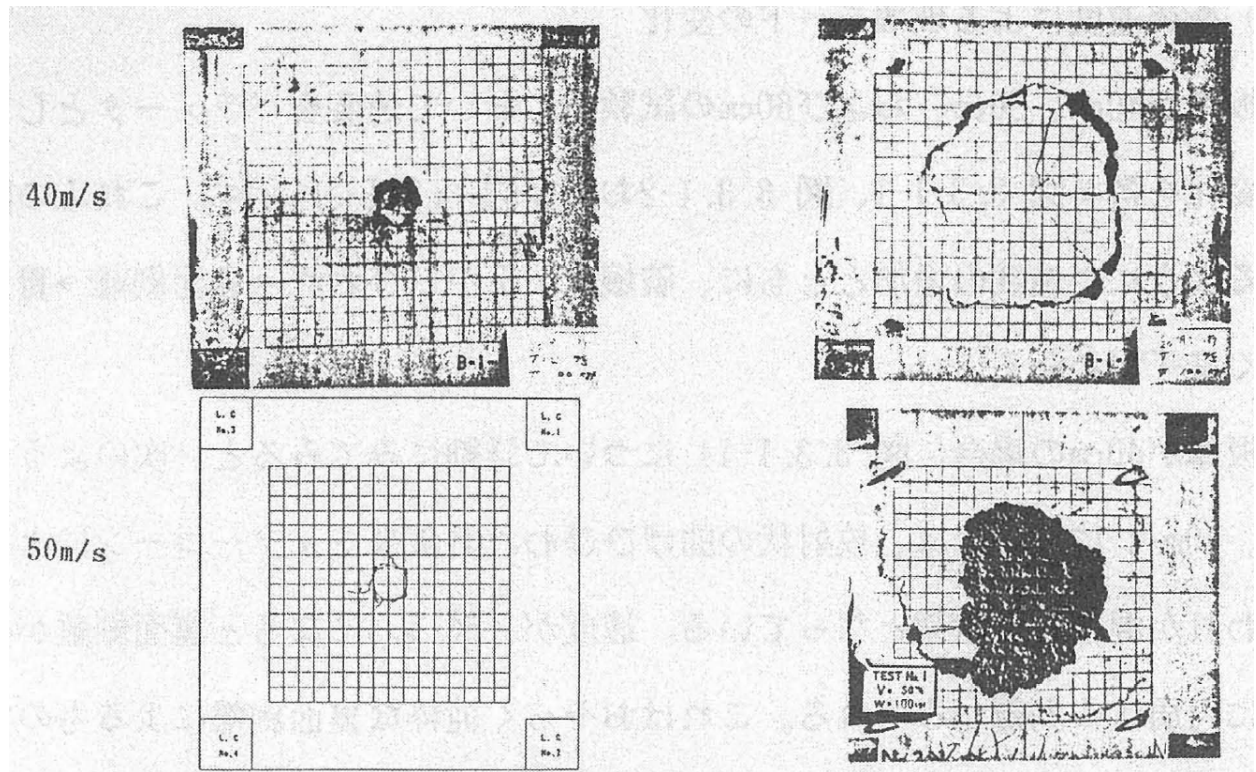


図 剛飛翔体の衝突速度 40m/s 及び 50m/s による破壊モードの変化 (RC 板厚 : 40cm の場合)

※「MOX 燃料加工施設における航空機防護に関する調査」(内閣府平成 19 年度委託調査報告書 平成 20 年 3 月)において、裏面剥離の用語説明があり、裏面剥離は、飛翔体の衝撃によりコンクリート裏面側でシェアコン形状に大きなコンクリート塊が剥がれるが、飛翔体は貫通しない破壊モードである。これより、衝突速度 50m/s の場合に、破壊モードは裏面剥離となり、衝突速度 40m/s では裏面剥離が起こらないと判定される。出展の報告書の見解も同じである。

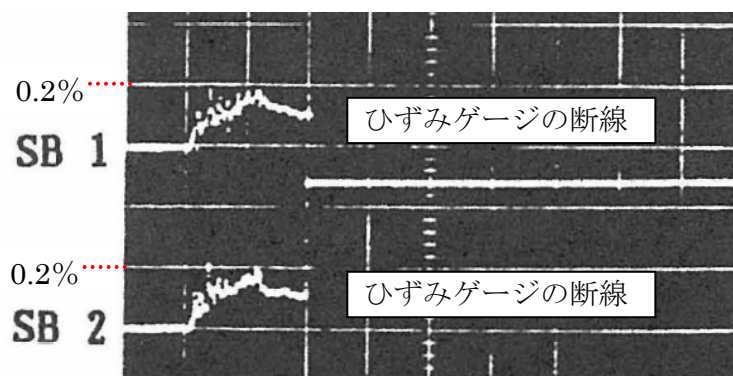
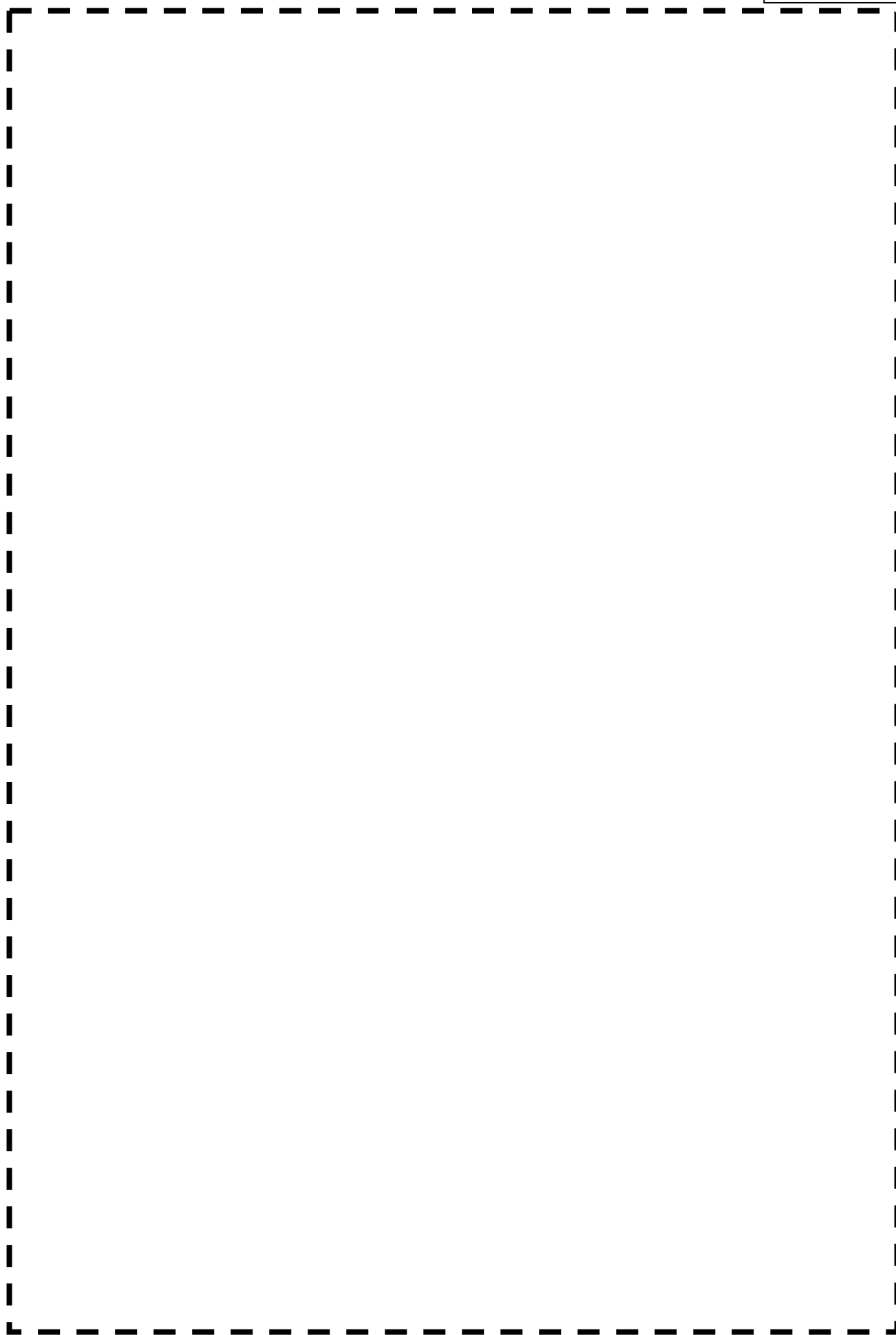
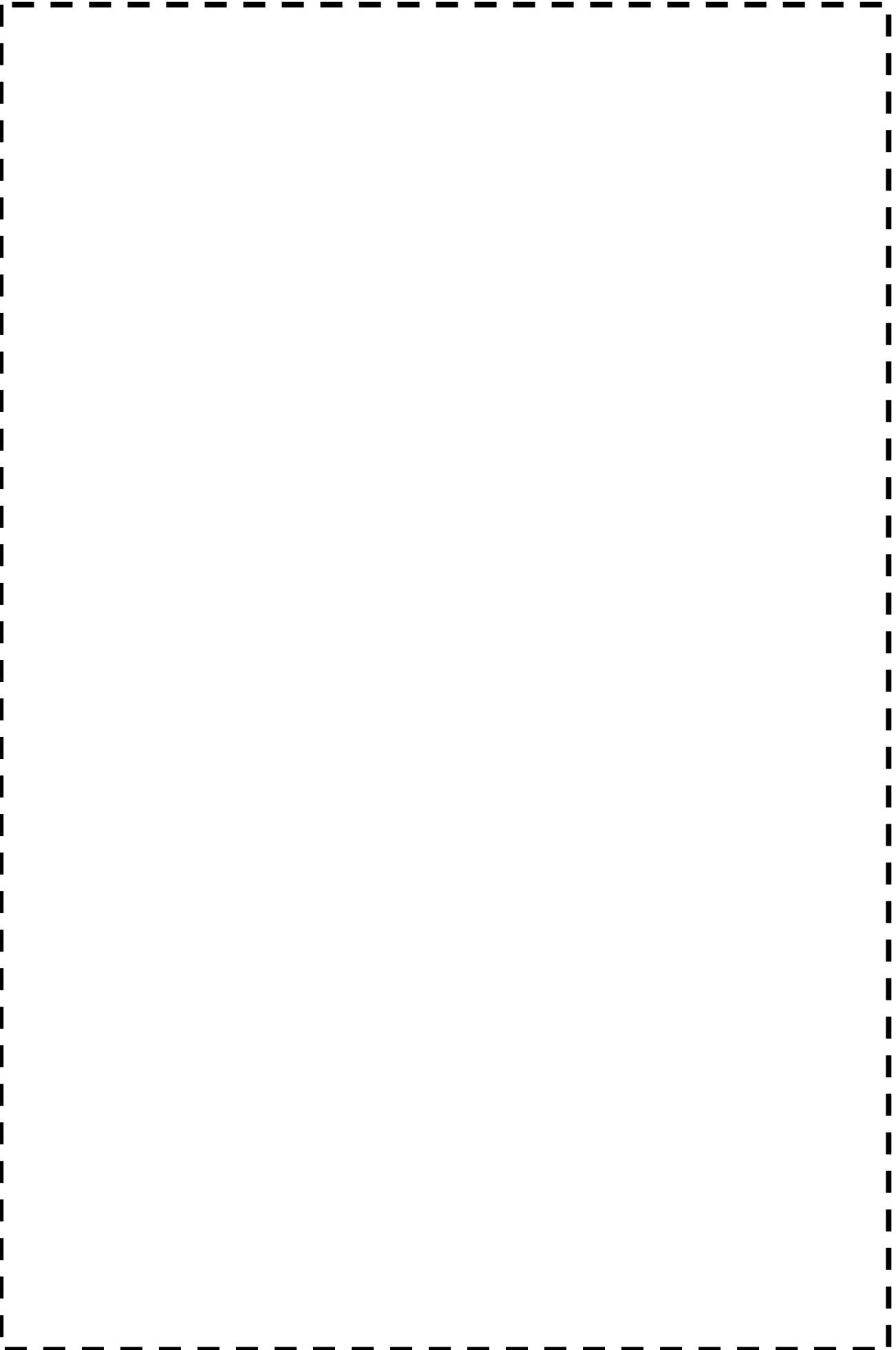


図 剛飛翔体の衝突速度 40m/s の裏面側鉄筋ひずみ時刻歴 (RC 板厚 : 40cm の場合)

※RC 板厚 40cm の場合、衝突速度 40m/s を超える実験では、飛来物衝突後、直ちにひずみゲージが断線し良好な計測ができなかった。





竜巻防護施設を内包する施設の構造健全性（柱）の解析評価

1. はじめに

燃料取扱棟については、設計飛来物により鉄骨造建屋の鉄骨柱が損傷、欠損したと仮定した場合においても、当該建屋はブレース（筋かい）構造となっているため、損傷した鉄骨柱が負担すべき軸力を周囲のブレース（筋かい）により伝達可能であり、鉛直荷重を支持できることから、建屋全体への影響はないと考えられる。

本資料では、燃料取扱棟の鉄骨造建屋（壁面）を貫通した設計飛来物（鋼製材、乗用車）が、建屋の構造部材である鉄骨柱に衝突した場合の影響評価結果を報告する。

2. 評価方針

燃料取扱棟の鉄骨造建屋（壁面）鉄骨柱に対する衝突の影響評価については、鉄骨柱に対する飛来物の衝突を 3 次元 F E M モデルによる衝突解析により模擬し、衝突により鉄骨柱部材に発生するひずみが破断ひずみに到達しないこと及び衝突後も鉄骨柱軸力方向（鉛直方向）の変位は僅かであり、鉄骨柱が長期軸力を支持できることを確認する。

設計飛来物がこれらの施設に衝突した際の影響評価は、短時間の動的現象のシミュレーションに適し、大変形の変位問題への適用で実績のある動的有限要素法解析コード（L S - D Y N A）により実施した。

なお、今回の評価で適用した、材料物性値、モデル化の考え方、材料構成則（鉄鋼、鉄筋コンクリート材料）、ひずみ速度効果などの解析条件は、資料 1 「添付資料 2 設計飛来物が建屋に衝突した際の荷重について」に基づき設定している。

（1）設計飛来物

設計飛来物は、表 2.1 に示すように、鋼製材、乗用車、鋼製パイプの 3 種類である。

燃料取扱棟の鉄骨造建屋（壁面）鉄骨柱の評価のため、衝突速度は水平のものをを用いる。

鋼製パイプの衝突評価は、そのエネルギーが非常に小さく、構造も鋼製材と類似と考えられることから、エネルギーが大きく上回る鋼製材の評価で代表させることができる。

表 2. 1 設計飛来物の諸元（ $V_D=100\text{m/s}$ ）

飛来物	飛来物形状 (mm)	重量 (kg)	最大水平速度 (m/s)	エネルギー (kJ)
鋼製材	長さ 4,200×幅 300×奥行 200×板厚 5	135	57	220
乗用車	長さ 4,600×幅 1,600×奥行 1,400	2,000	47	2,210
鋼製パイプ	長さ 2,000×直径 50×板厚 4	8.4	49	11

※：鋼製材の速度は改正前のガイドの値を記載。

(2) 評価対象部位

燃料取扱棟の鉄骨造建屋（壁面）の鉄骨柱はH形鋼であるため、鉄骨柱断面に対する衝突位置は、フランジ（強軸）に対しての衝突とウェブ（弱軸）に対しての衝突が考えられる。

ウェブへの衝突に関する検討は、ウェブが建屋外周部に向いている隅角部の鉄骨柱に対して実施した。一方、フランジへの衝突に関する検討は、鉛直荷重の負担面積の大きい建屋中央部の鉄骨柱に対して実施した。

鉄骨柱ウェブへの衝突及びフランジへの衝突について、検討対象とした鉄骨柱の位置を図 2.1 に示す。検討対象とした鉄骨柱の断面寸法は、BH-900×650×40×60（SM490）である。

(3) 解析モデル

a. 鋼製材衝突

燃料取扱棟の鉄骨造建屋（壁面）鉄骨柱に表 2.2 に示す鋼製材が水平衝突する場合の評価を行う。

表 2. 2 鋼製材の評価諸元（ $V_D=100\text{m/s}$ ）

飛来物	飛来物形状 (mm)	重量 (kg)	最大水平速度 (m/s)	エネルギー (kJ)
鋼製材	長さ 4,200×幅 300×奥行 200×板厚 5	135	57	220

※：鋼製材の速度は改正前のガイドの値を記載。

衝突面は、300mm×200mm の長方形面とする。

図 2.1 に示すように、燃料取扱棟の鉄骨造建屋は、ブレース（筋かい）及びラーメン架構で構成されている。

解析モデルは、鉄骨柱及び飛来物の鋼製材はシェル要素でモデル化し、鋼製材は SS400 とし弾塑性体として扱う。

炭素鋼 SS400 については、弾塑性体の静的応力－ひずみ線図で降伏棚のあるひずみ硬化型（マルチリニア型）構成式を使用した。炭素鋼 SM490 については、降伏後の塑性硬化を考慮したバイリニア型の等方弾塑性体モデルを使用した。降伏後の塑性硬化係数（2 次勾配 E' ）は、一般的に初期弾性係数 E の 1 % である。

ここで、炭素鋼（SS400、SM490）は、破断伸びが JIS で 17% 以上は保証されており、十分な延性があることから、破断ひずみによるカットオフは使用していない。

荷重については、飛来物の衝突荷重のほかに、設計竜巻による風圧力及び気圧差による荷重ならびに長期軸力を作用させる。なお、長期軸力については、安全側に各層の荷重すべてを鉄骨柱の最上部にかけるものとした。

鉄骨柱解析モデル概略及び飛来物（鋼製材）解析モデルを図 2.2、図 2.3 にそれぞれ示す。

ウェブに対する衝突位置は、図 2.2 に示すように、衝突荷重が加わった場合に発生する曲げモーメントが最大となる鉄骨柱（最大スパン柱）の中央部とした。また、フランジに対する衝突位置は、図 2.2 に示すように、風荷重（等分布荷重）を受けた状態で発生する曲げモーメントが最大となる柱全スパンの 5 / 8 付近とした。

また、表 2.3 に鉄骨柱断面への飛来物の衝突位置と角度を、表 2.4 に解析モデルの拘束条件を示す。

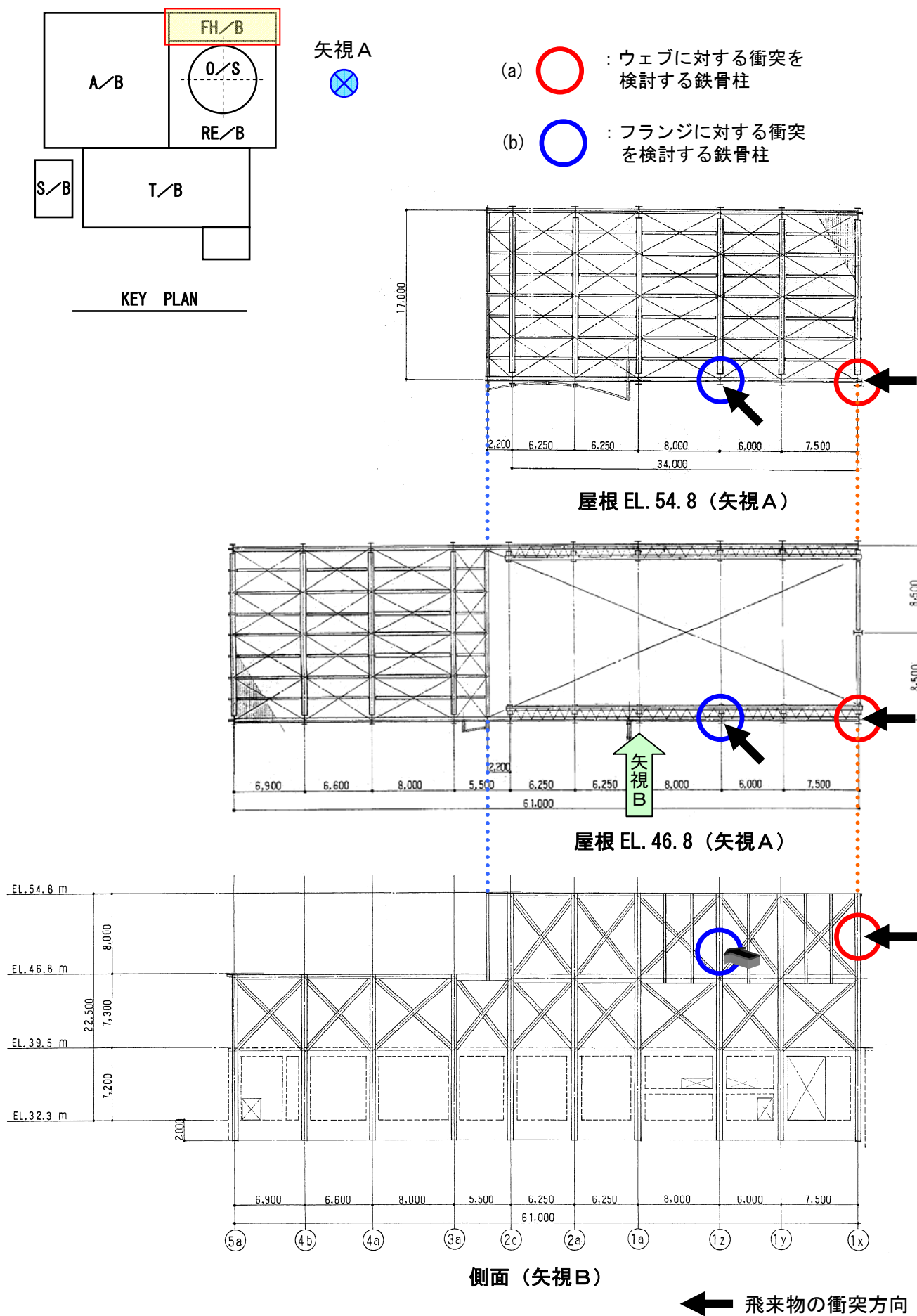


図 2. 1 検討対象とした鉄骨柱の位置図

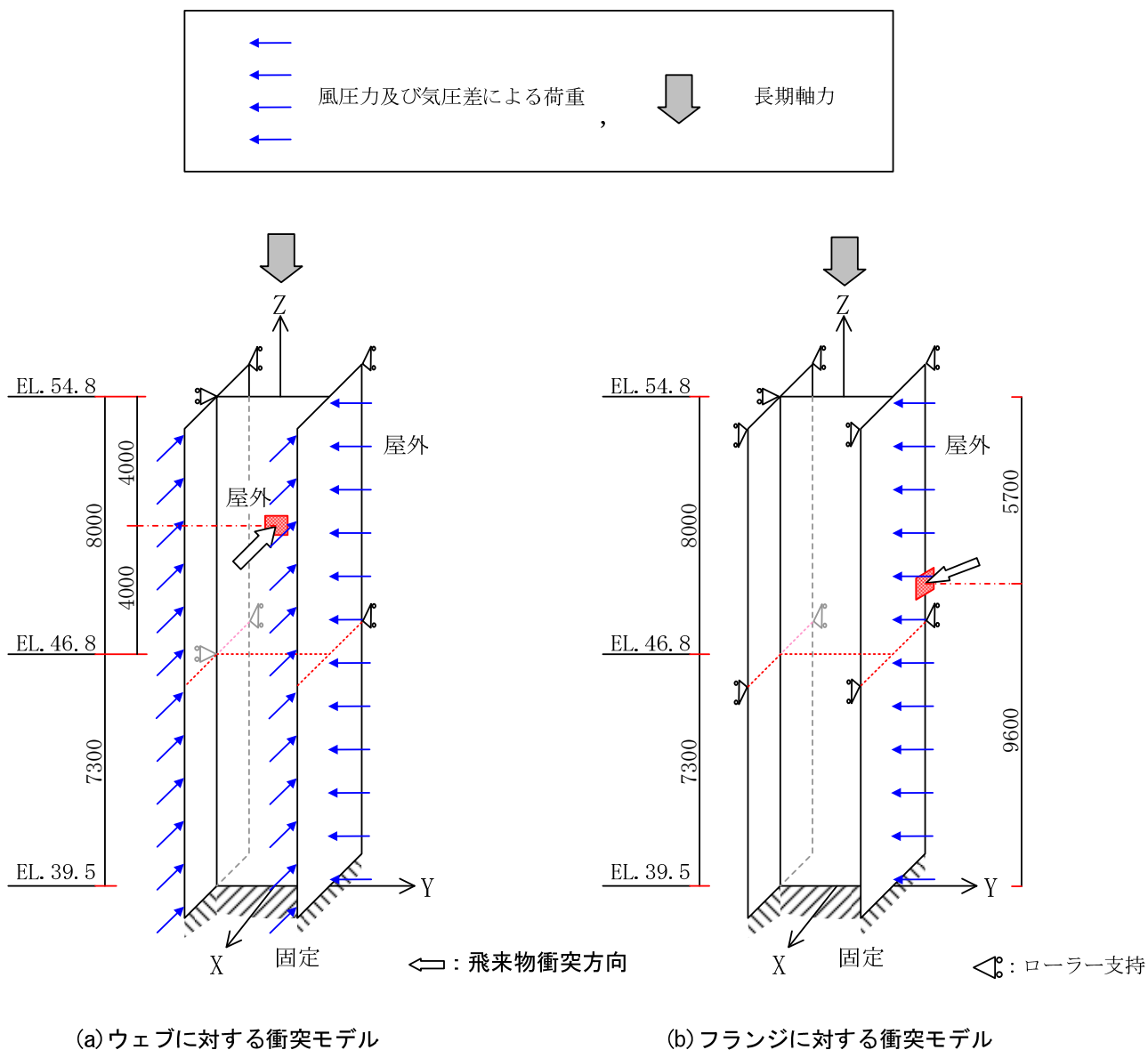


図 2. 2 鉄骨柱解析モデル概略図

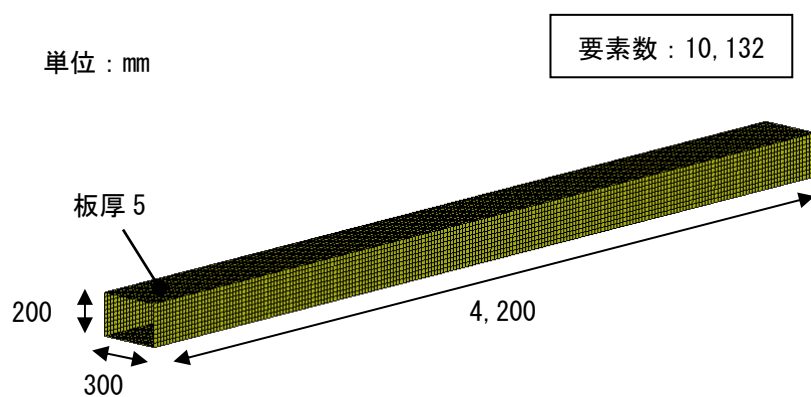


図 2. 3 飛来物（鋼製材）解析モデル

表 2. 3 鉄骨柱断面への飛来物の衝突位置と角度

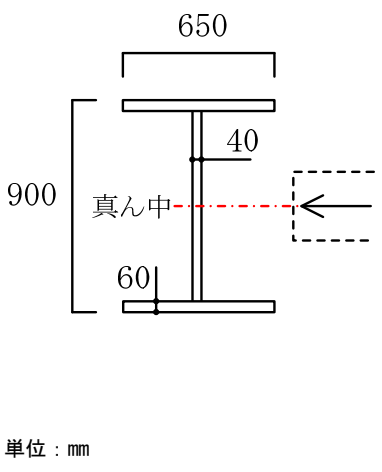
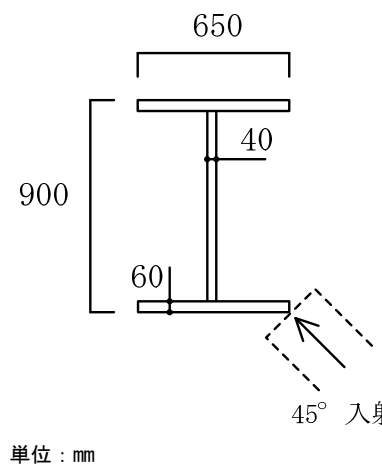
	①ウェブへの衝突	②フランジへの衝突
柱の位置	建屋隅角部	建屋中央近傍部
衝突位置	 単位 : mm	 単位 : mm
衝突角度	ウェブに垂直	45°

表 2. 4 解析モデルの拘束条件

標高	柱下端からの高さ	拘束する自由度、飛来物衝突位置		備考
		①ウェブへの衝突	②フランジへの衝突	
EL. 54. 8m	15. 3m	$\delta x, \delta y$	$\delta x, \delta y$	ローラー支持
EL. 50. 8m	11. 3m	ウェブ衝突位置	—	
EL. 49. 1m	9. 6m	—	フランジ衝突位置	
EL. 46. 8m	7. 3m	$\delta x, \delta y$	δx	ローラー支持
EL. 39. 5m	0. 0m	$\delta x, \delta y, \delta z, \theta x, \theta y, \theta z$		固定支持

b. 乗用車衝突

燃料取扱棟の鉄骨造建屋（壁面）鉄骨柱に表 2.5 に示す乗用車が水平衝突する場合の評価を行う。

表 2. 5 乗用車の評価諸元 ($V_D=100\text{m/s}$)

飛来物	飛来物形状 (mm)	重量 (kg)	最大水平速度 (m/s)	エネルギー (kJ)
乗用車	長さ 4,600×幅 1,600×奥行 1,400	2,000	47	2,210

衝突面は、乗用車の前面形状を考慮し、600mm×1,600mm の長方形面とする。

図 2.1 に示すように、燃料取扱棟の鉄骨造建屋は、ブレース（筋かい）及びラーメン架構で構成されている。

鉄骨柱の解析モデル及び考慮する荷重は、鋼製材衝突のケースと同様とする。

乗用車は衝突の際に潰れて自らエネルギーを吸収する構造となっており、その車体剛性 k を以下の式にて求めてモデル化する。

$$k = 588m \quad \text{ここで } k : \text{車体剛性 (N/m)}$$

$$m : \text{車両質量 (kg)}$$

〔参考文献：「自動車の衝突安全」2012 年 2 月 29 日 名古屋大学出版会 著者 水野 幸治〕

鉄骨柱解析モデル概略、鉄骨柱断面への飛来物の衝突位置と角度、解析モデルの拘束条件は鋼製材と同じである。

飛来物（乗用車）解析モデルを図 2.4 に示す。

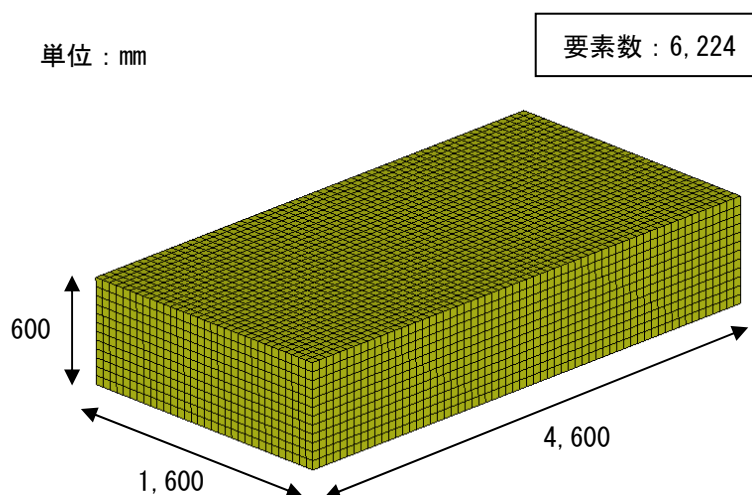


図 2. 4 飛来物（乗用車）解析モデル

3. 評価結果

(1) 鋼製材衝突

衝突点近傍の主ひずみ分布図を図 3.1 に示す。

飛来物の衝突により、主ひずみが鉄骨柱断面の局所的な範囲で生じているものの、鉄骨柱断面に貫通が生じることはないことが確認できる。

また、飛来物のウェブ及びフランジ衝突点における変位の時刻歴推移を図 3.2, 図 3.3 に示すが、鉛直方向である Z 方向の変位はほぼ 0 であり、飛来物（鋼製材：4, 200mm×300mm×200mm）が衝突したとしても、鉄骨柱は鉛直軸力を支持できることがわかる。

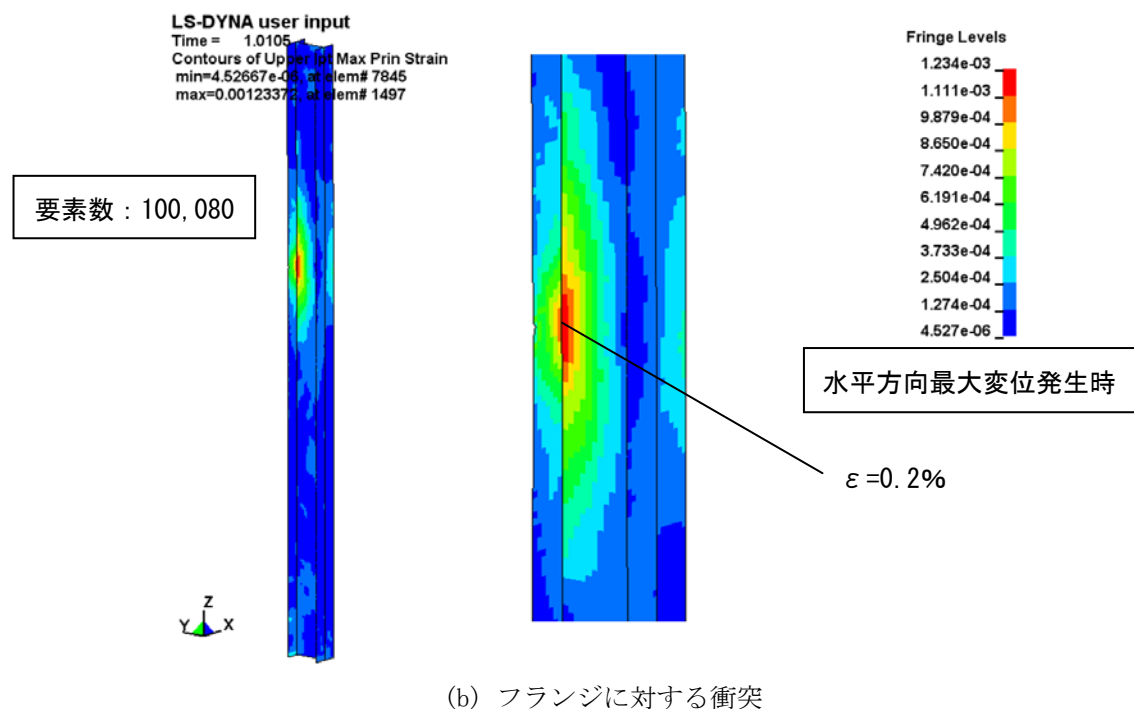
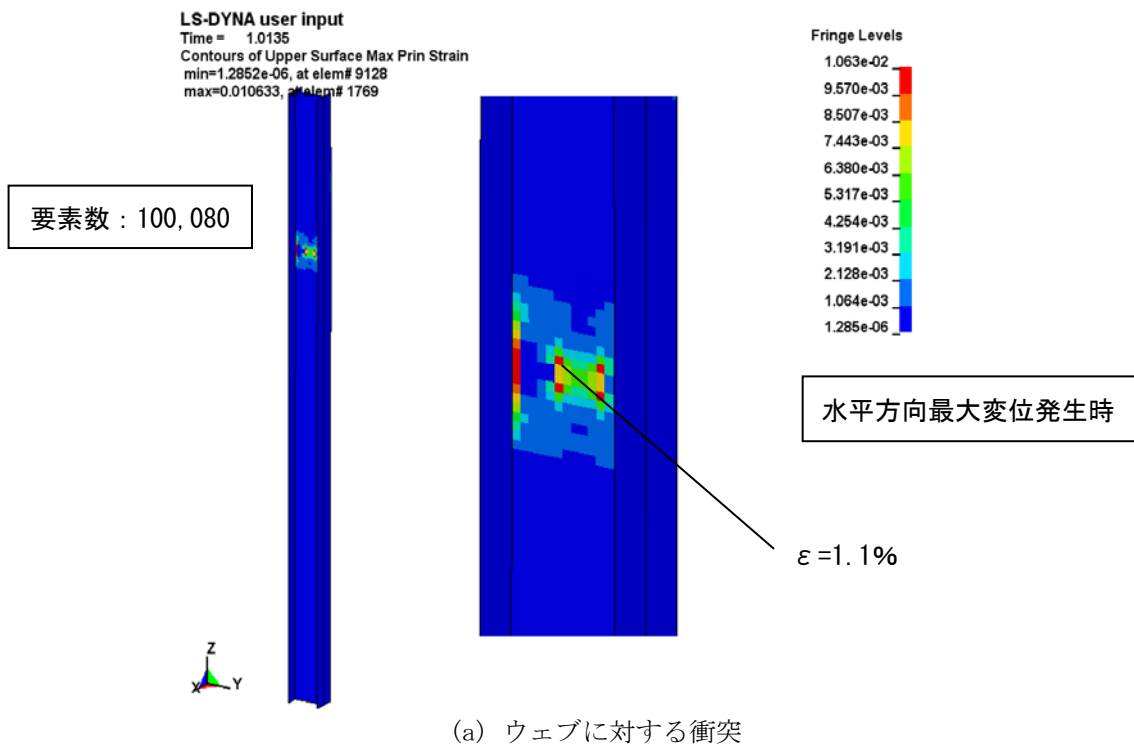
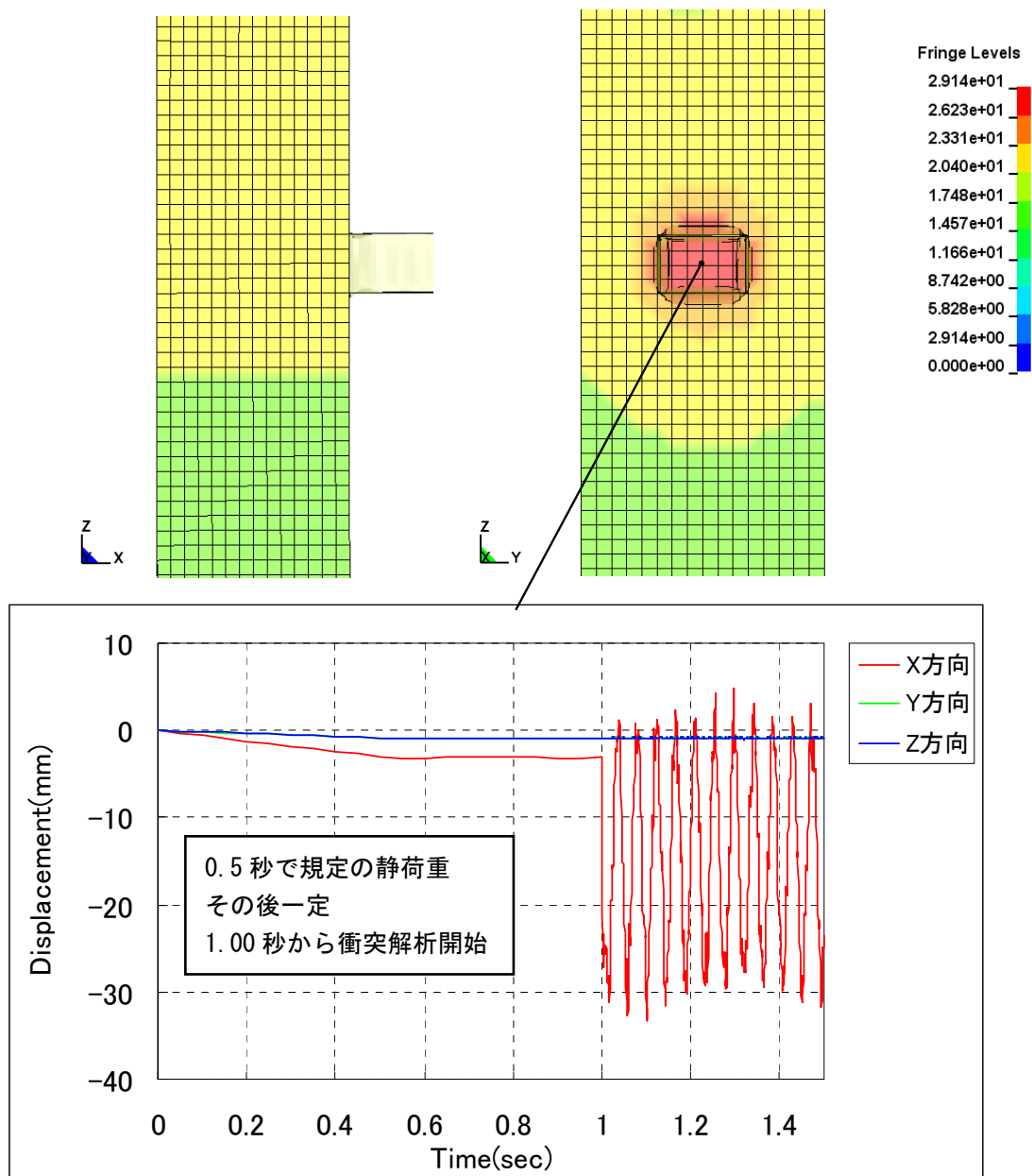
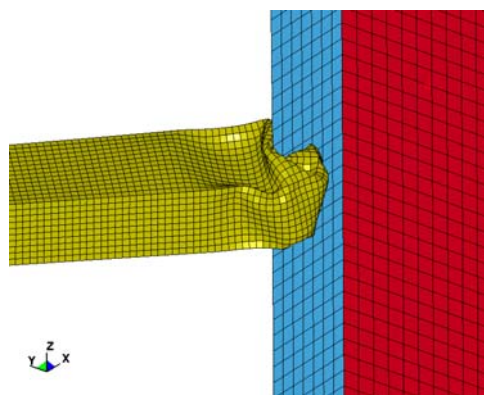
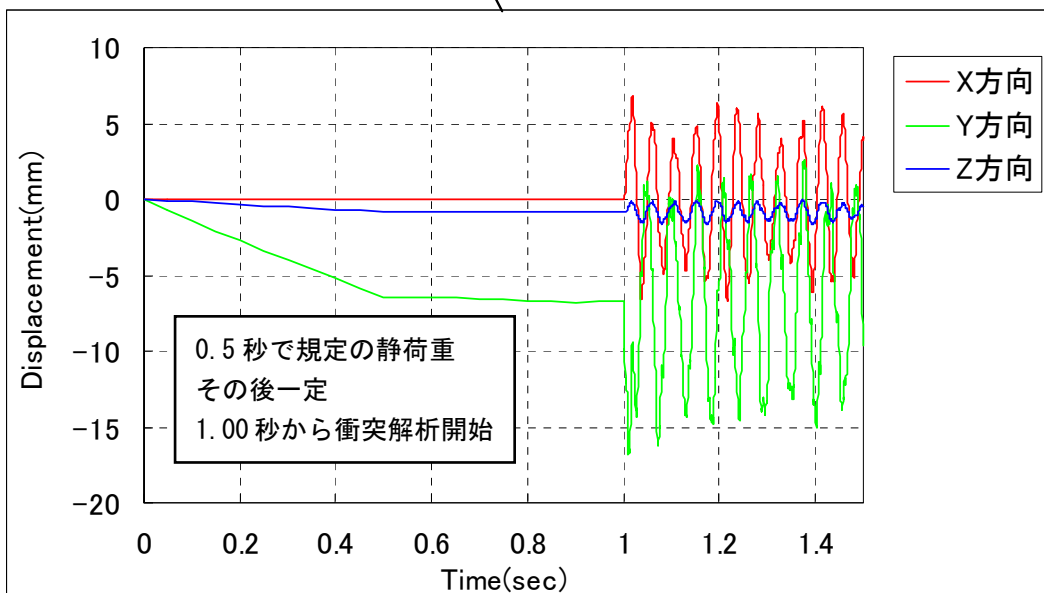
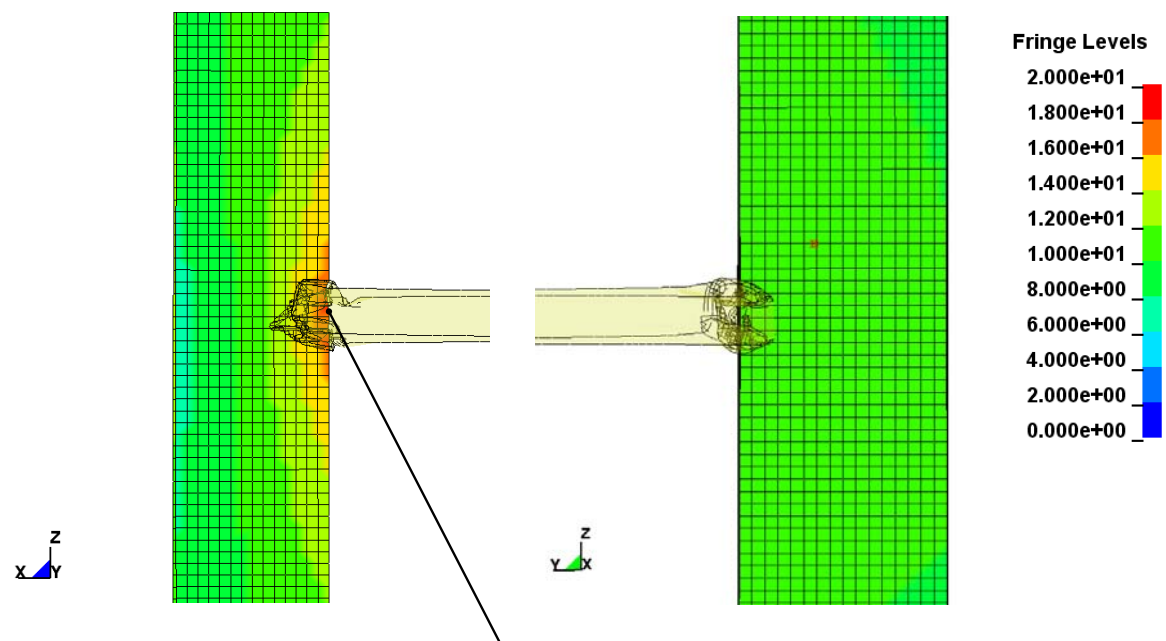


図 3. 1 衝突部の主ひずみ分布（鋼製材）



(a) ウェブに対する衝突

図 3. 2 ウェブ衝突部変位の時刻歴推移 (鋼製材)



(b) フランジに対する衝突

図 3. 3 フランジ衝突部変位の時刻歴推移 (鋼製材)

(2) 乗用車衝突

衝突点近傍の主ひずみ分布図を図 3.4 に示す。

飛来物の衝突により、主ひずみが鉄骨柱断面の局所的な範囲で生じているものの、鉄骨柱断面に貫通が生じることはないことが確認できる。

また、飛来物のウェブ、フランジ衝突点における変位の時刻歴推移を図 3.5、図 3.6 に示すが、鉛直方向である Z 方向の変位はほぼ 0 であり、飛来物（乗用車：4,600mm×1,600mm×1,400mm）が衝突したとしても、鉄骨柱は鉛直軸力を支持できることがわかる。

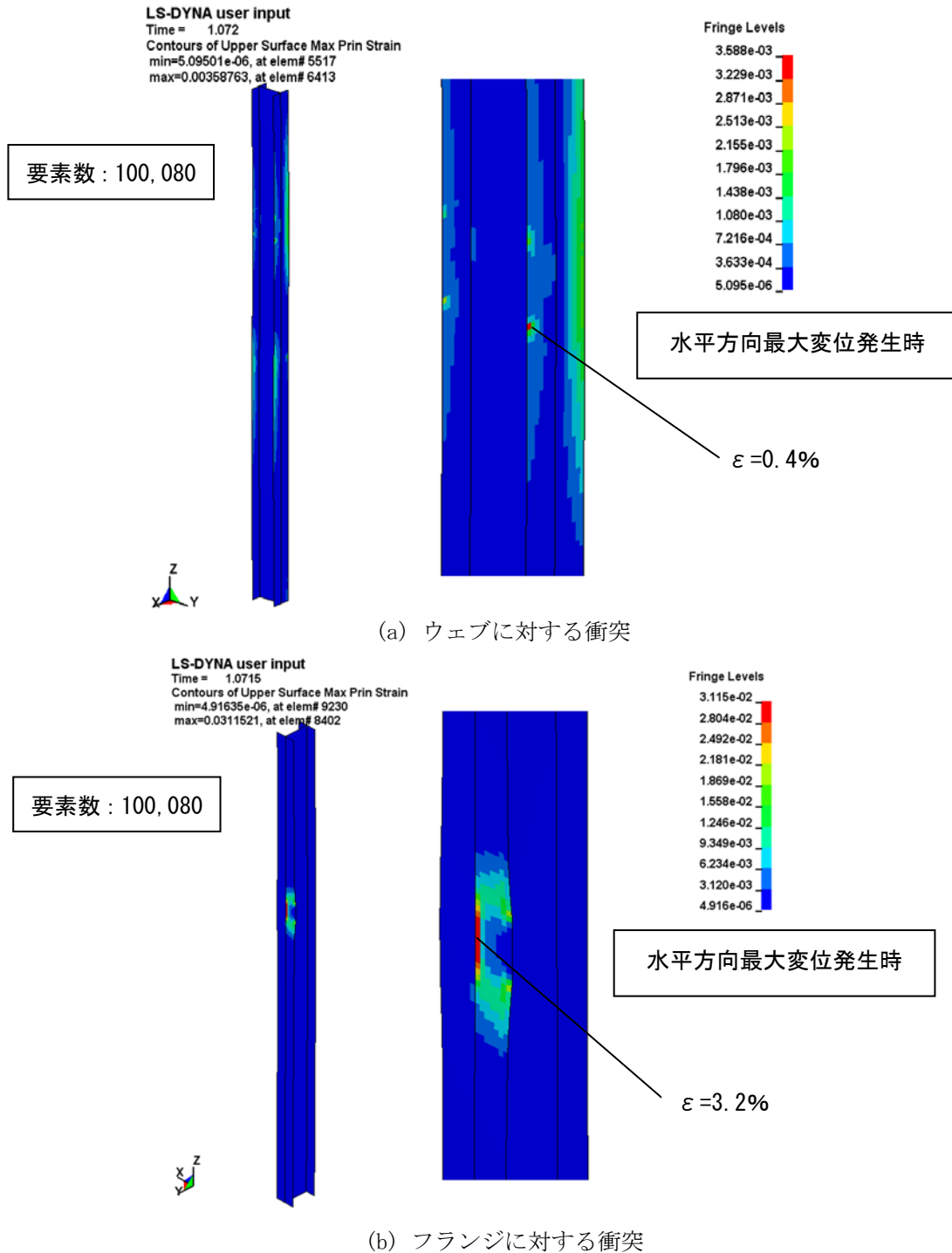
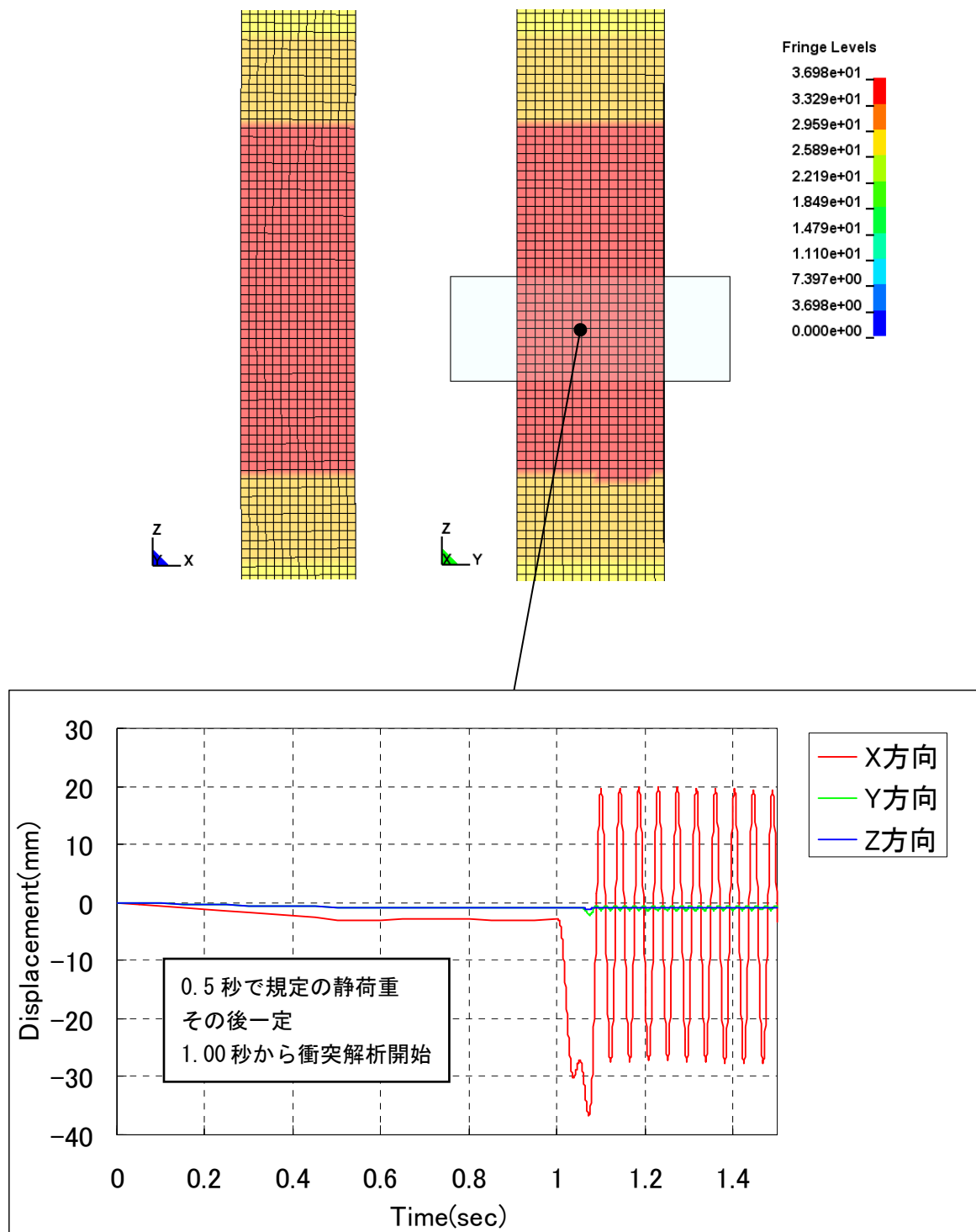
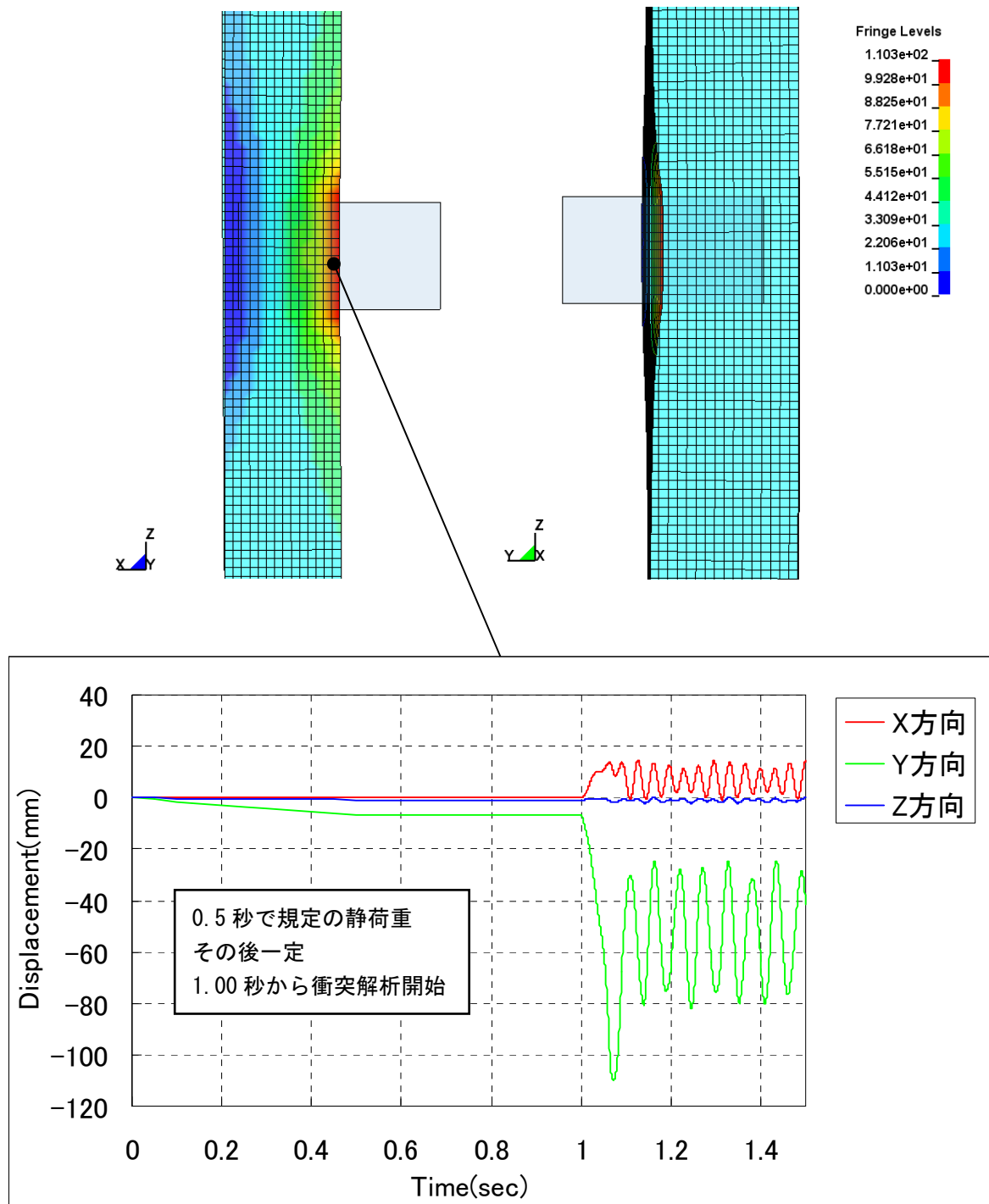


図 3. 4 衝突部の主ひずみ分布（乗用車）



(a) ウェブに対する衝突

図 3. 5 ウェブ衝突部変位の時刻歴推移 (乗用車)



(b) フランジに対する衝突

図 3. 6 フランジ衝突部変位の時刻歴推移 (乗用車)

4. まとめ

以上の衝突評価により、設計飛来物が燃料取扱棟の鉄骨造建屋（壁面）鉄骨柱に水平衝突しても、鉄骨柱に貫通は生じず、引き続き、鉛直軸力を支持できることから、建屋全体への影響はないことを確認した。

使用済燃料ピットの構造健全性の評価

1. はじめに

燃料取扱棟の構造健全性評価（設計飛来物の衝撃荷重を組み合わせた評価）は以下の結果となった。（表 1.1）

表 1.1 燃料取扱棟の構造健全性評価 $[W_{T2} (W_W + 0.5W_P + W_M)]$

燃料取扱棟部位		評価及び評価結果				評価結果	
位置 EL. (m)	厚さ※1	鋼製材		乗用車		裏面剥離	貫通
						結果	結果
32.3～39.5 (外壁)		解析評価：資料－6（添付資料5 2. 燃料取扱棟腰壁評価）				○	○
		裏面剥離厚さ	貫通厚さ	裏面剥離厚さ	貫通厚さ		
		17cm	8cm	7cm	2cm		
39.5～54.8 (折板壁)		－	貫通	－	貫通	－	×
54.8(屋根)		解析評価：資料－6（添付資料5 1. 燃料取扱棟屋根評価）				○	○
		・最大発生応力 299MPa [判定基準]引張強さ：270MPa以下 ・最大主ひずみ 0.342% [判定基準]破断ひずみ：17%以下 【評価結果】 局部的に引張強さを超えているが、破断ひずみ以下であるため貫通は発生しない。 裏面剥離した場合はデッキプレート(厚1.6mm)によりコンクリートは飛散しない。		・最大発生応力 231MPa [判定基準]引張強さ：270MPa以下 ・最大主ひずみ 0.113% [判定基準]破断ひずみ：17%以下 【評価結果】 裏面剥離及び貫通はしない。			

※1：厚さは各部位における最小値

（「資料－6：建屋、構築物等の構造健全性の確認」より抜粋）

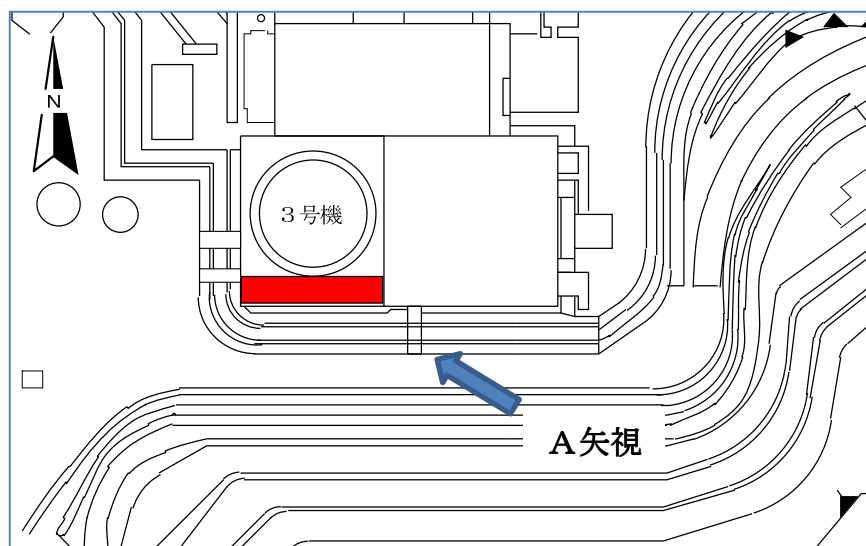
評価結果に示すとおり、燃料取扱棟の外壁及び屋根については、飛来物が貫通しないが、折板壁については、厚さの鋼板であることから、貫通する結果となった。

図 1.1 に燃料取扱棟配置図及び燃料取扱棟構造概念図を示す。

燃料取扱棟の北側は原子炉建屋が設置されており飛来物は侵入しないが、南側から飛来物が侵入する可能性がある。

そのため、飛来物の使用済燃料ピットへの影響として、設計飛来物が侵入した場合の影響評価を実施する。

なお、飛来物の侵入評価に際しては、屋根・壁（腰壁・折板壁）が無いものとして評価する。



■ : 燃料取扱棟

(a) 燃料取扱棟配置図



(b) A矢視による燃料取扱棟構造概念図

図 1.1 燃料取扱棟配置図及び構造概念図

2. 使用済燃料ラック（ラックセル、燃料集合体）

使用済燃料ピット内へ設計飛来物が進入した場合、ラックセル及び燃料集合体への影響が考えられる。

（1）評価条件

燃料取扱棟の外壁（腰壁）及び屋根は1項で示した評価結果より壁厚・屋根厚があることから、この部分からの飛来物が侵入することはないが、以下の保守的な評価をする。

- ・燃料取扱棟は屋根・壁（腰壁・折板壁）が無いものとして設計飛来物が進入（鉛直方向及び斜め方向）するものとして評価する。
- ・ラックセルは近接して設置しており、設計飛来物は複数のラックセルに同時衝突すると考えられるが、1体のラックセルに集中して衝突するものとする。（図2.1，図2.2参照）

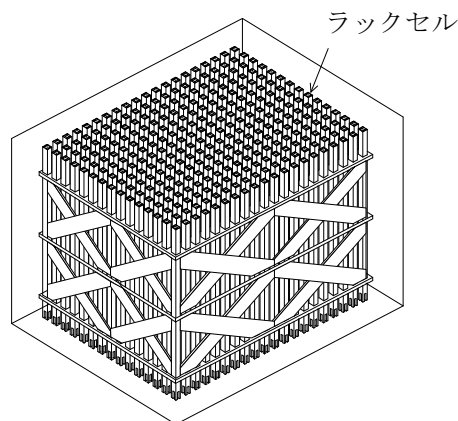


図 2.1 使用済燃料ラック概念図

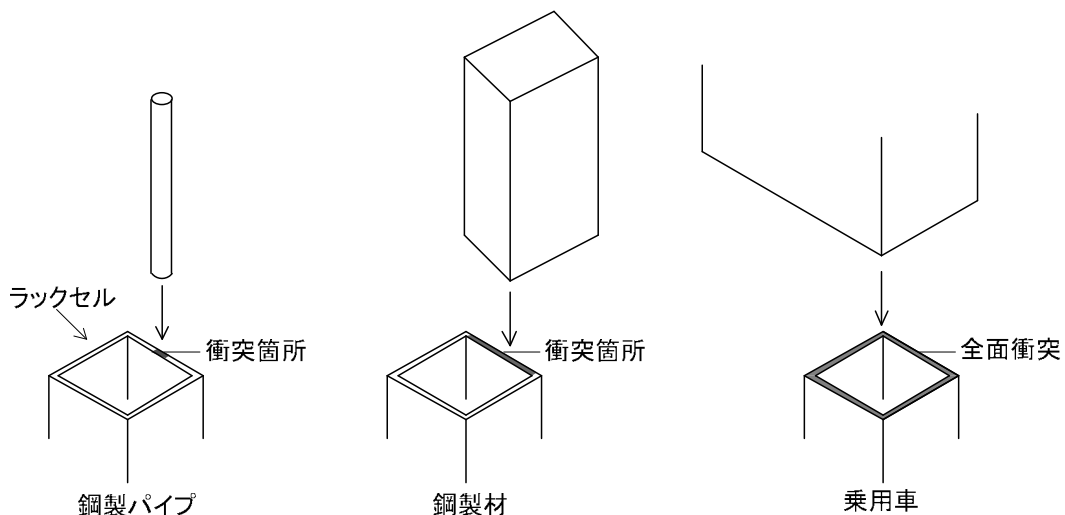


図 2.2 ラックセルの衝突箇所

- ・3号機使用済燃料ピットは1，2号機と共用化している。燃料集合体の評価においては、評価上厳しくなる燃料集合体で評価する。

（1，2号機：14×14型燃料、3号機17×17型燃料）

- ・乗用車は図 2.3 に示すように使用済燃料ピットへの着水により浮力が作用することで一旦浮き上がり、その後内部に水が侵入して自由落下によりラックセルに衝突するものとする。（別紙 1）
- ・設計飛来物の衝突速度（最大鉛直速度）は水中抵抗による減速を考慮する。（表 2.1）
- ・燃料集合体に直接衝突する場合も想定する。

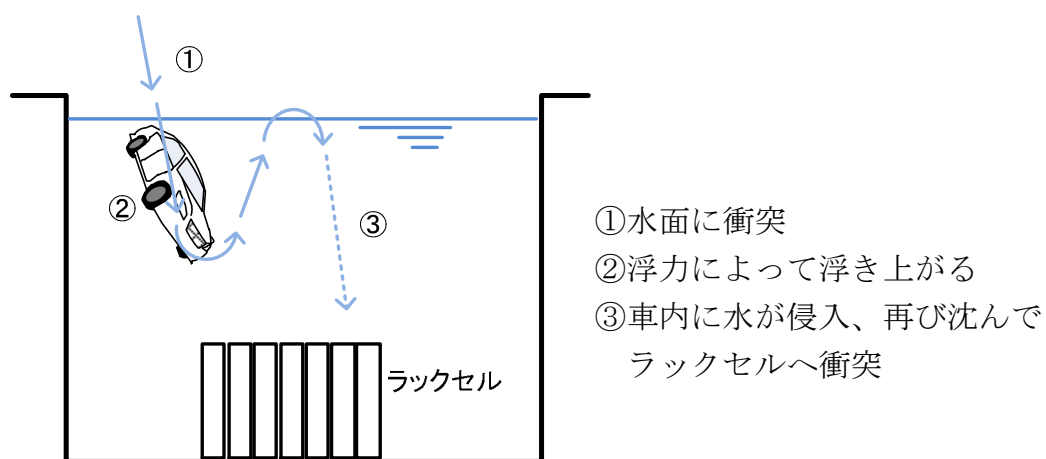


図 2.3 乗用車の衝突イメージ

表 2.1 設計飛来物の進入・衝突速度（最大鉛直速度）

飛来物の種類	鋼製パイプ	鋼製材	乗用車
サイズ (m)	長さ×直径	長さ×幅×奥行き	長さ×幅×奥行き
	2×0.05	4.2×0.3×0.2	4.6×1.6×1.4
質量(kg)	8.4	135	2,000
水面への進入速度 (m/s)	33	38	32
ラックセルへの衝突速度 (m/s)	18.82	24.03	3.67

※：鋼製材の速度は改定前のガイドの値を記載。

(2) 飛来物衝突によるラックセルへの影響評価

ラックセルの破壊モードとしては、圧縮エネルギー、せん断エネルギー、曲げ破壊のエネルギー及び座屈によるエネルギーが考えられる。以下、それぞれの破壊モードに対して評価する。

設計飛来物の衝突によるラックセルの貫入量（変形量）については、保守的に設計飛来物を剛体と考え、飛来物の変形によるエネルギー吸収は考慮せず、設計飛来物が衝突時に持つ運動エネルギーがラックセルの変形による吸収エネルギーと等しくなるとして算出する。

設計飛来物の運動エネルギー W （ $N \cdot m$ ）はラックセルの圧縮破壊による吸収エネルギー E_c （ $N \cdot m$ ）、ラックセルのせん断破壊による吸収エネルギー E_s （ $N \cdot m$ ）により吸収されるため、次式で表せる。

$$W = E_c + E_s$$

$$W = \frac{1}{2} \times m \times v^2$$

m ：飛来物の重量（kg）

v ：飛来物の衝突速度（m/s）

次に、ラックセルの圧縮エネルギー E_c 及びせん断エネルギー E_s は次の式で表せる。

a. ラックセルの圧縮エネルギー E_c （図 2.4(a)）

$$E_c = e \times V$$

$$V = A_0 \times \delta$$

e ：単位体積辺りの吸収エネルギー（ N/m^2 ）
＝ラックセルの引張強さ×ラックセルの伸び

A_0 ：飛来物の幅×ラックセルの厚さ（ m^2 ）

δ ：飛来物の貫入量（m）

b. ラックセルのせん断エネルギー E_s^* （図 2.4(b)）

$$E_s = \frac{1}{2} \times (A_s \times \tau) \times \delta = t \cdot \tau \cdot \delta^2$$

A_s ：ラックセルのせん断断面積（ m^2 ）

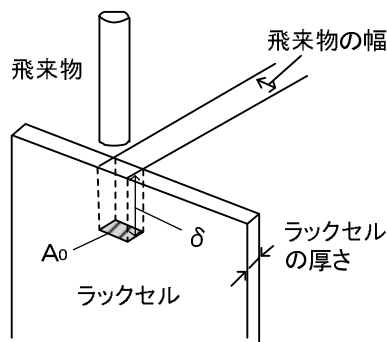
$$= 2 \text{ 面} \times t \times \delta$$

τ ：最大せん断応力（ N/m^2 ）
＝ラックセルの引張強さ $\div \sqrt{3}$

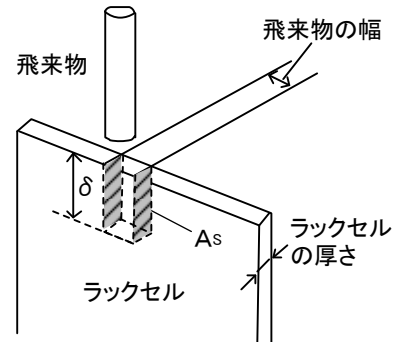
δ ：ラックセルの貫入量（m）

t ：ラックセルの厚さ（m）

※：乗用車は全面圧縮のため、せん断エネルギーは考慮しない。



(a) 圧縮エネルギー



(b) せん断エネルギー

図 2.4 発生するエネルギーのイメージ

a 及び b の和が、飛来物の運動エネルギー (W) と釣り合う条件から、次式によりラックセルの貫入量 (δ) が求められる。

$$e \cdot A_0 \cdot \delta + t \cdot \tau \cdot \delta^2 = W$$

W : 飛来物の運動エネルギー

$$W = 1/2 \times m \times v^2$$

m : 飛来物の質量 (kg)

v : 飛来物の衝突速度 (m/s)

飛来物による荷重 (F) の算出を運動量と力積の関係から求める。

なお、飛来物は垂直に落下し、水の抵抗を受けて減速しながらラックセルへ衝突することを想定する。(図 2.5 参照)

$$m_1 \times v_1 - m_1 \times v_2 = F \times \Delta T \quad \text{より}$$

$$F = m_1 \times v_1 / \Delta T$$

m_1 : 飛来物の質量 (kg)

v_1 : 飛来物の衝突前の速度 (m/s)

v_2 : 飛来物の衝突後の速度 ($v_2 = 0$)

(被衝突側のラックセルは、衝突前後とも静止状態にあるとする。)

ΔT : 飛来物とラックセルの衝突時間 (s)

速度 v_1 で飛来物が衝突した後、貫入量 δ だけ進んだところで停止することから ($v_2 = 0$ となることから)、 δ だけ進むために要する時間を接触時間 ΔT とする。

ここで、飛来物は衝突した後、線形で減速するものと仮定し、次式により ΔT を求める。

進んだ距離

$$\delta = v_1 \times \Delta T / 2 \quad \text{より}$$

$$\Delta T = 2 \delta / v_1$$

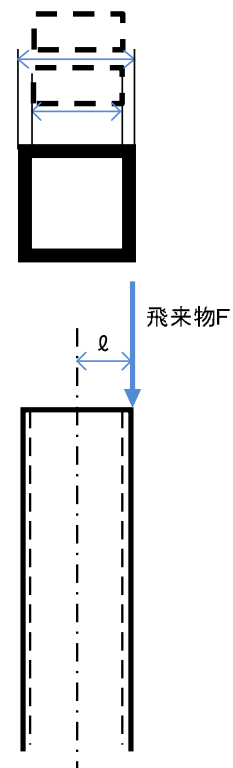


図 2.5 曲げ応力計算モデル

以上から算出した貫入量を表 2.2 に示す。

なお、鋼製パイプ、鋼製材及び乗用車がラックセルに衝突した場合の許容貫入量は、保守的にラックセルから燃料集合体上部ノズルまでの距離 154.5mm とする。

よって、許容貫入量の比べ、上記により算出した貫入量は小さく、燃料集合体に直接影響を与えないことを確認した。

表 2.2 飛来物衝突時のラックセルに作用する荷重及び貫入量

飛来物の種類	衝突速度 V_1 (m/s)	接触時間 ΔT (s)	荷重 F (N)	貫入量 δ (m)	許容貫入量 (m)
鋼製パイプ	18.82	0.00297	5.33E+04	0.028	0.1545
鋼製材	24.03	0.0124	2.62E+05	0.149	
乗用車	3.67	0.019	3.87E+05	0.035	

c. ラックセルの曲げ応力： σ_1

$$\left. \begin{array}{l} \sigma_1 = M / Z \\ M = F \cdot \ell \end{array} \right\} \sigma_1 = F \cdot \ell / Z$$

F ：ラックセルに作用する飛来物による荷重※¹

鋼製パイプ 5.33×10^4 (N)

鋼製材 2.62×10^5 (N)

乗用車 3.87×10^5 (N)

※1：表 2.2 より

ℓ ：ラックセル中心から外縁までの距離

$$\left[\frac{\text{ラックセル中心から外縁までの距離}}{2} \right] (\text{mm})$$

Z ：断面係数

$$2 \times \left[\frac{\text{ラックセルの幅} \times \text{ラックセルの厚さ}^3}{12} \right] (\text{mm}^3)$$

表 2.3 に曲げ応力の算出結果を示す。

ラックセルに発生する曲げ応力が小さいため、ラックセルに曲げ破壊が生じることはないことを確認した。

表 2.3 飛来物衝突時のラックセルの曲げ応力

飛来物の種類	曲げ応力 σ_1 (MPa)	許容曲げ応力* (MPa)
鋼製パイプ	23	205
鋼製材	110	
乗用車	162	

*：設計・建設規格（JSME S NC1-2005）に基づき算出

d. 座屈強度（圧縮応力）

飛来物のラックセルへの座屈応力は、次式で算出される。

- ・座屈応力（圧縮応力） σ_2

$$\sigma_2 = F / A$$

F：ラックセルに作用する飛来物による荷重※¹

鋼製パイプ 5.33×10^4 (N)

鋼製材 2.62×10^5 (N)

乗用車 3.87×10^5 (N)

※1：表 2.2 より

A：ラックセルの断面積

$$\left[\begin{array}{c} \text{---} \\ \text{---} \end{array} \right] (\text{mm}^2)$$

表 2.4 に圧縮応力の算出結果を示す。

許容応力に比べて、算出した材料の許容圧縮応力が小さく、ラックセルに座屈が生じることはないことを確認した。

表 2.4 飛来物衝突時のラックセルの圧縮応力

飛来物の種類	圧縮応力 σ_2 (MPa)	許容圧縮応力* (MPa)
鋼製パイプ	15	180
鋼製材	71	
乗用車	105	

*：設計・建設規格（JSME S NC1-2005）に基づき算出

（補足説明） 許容圧縮応力の算出根拠

- 1) 準拠規格： JSME S NC1-2005 設計・建設規格

SSB-3121.1(3)

- 2) 計算モデル： 図 2.6 に示すとおり、ラックセルの全長をスパンとする両端ピンの単純梁とする。

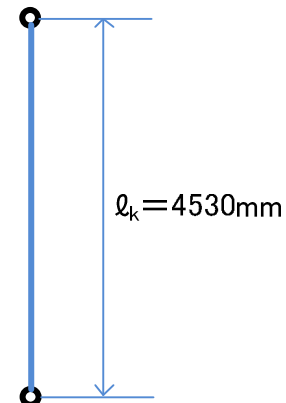


図 2.6 許容圧縮応力算定モデル

- 3) 許容圧縮応力算定に用いるパラメータ

- ・断面積： $A = \left[\begin{array}{c} \text{---} \\ \text{---} \end{array} \right] (\text{mm}^2)$
- ・断面二次モーメント： $I = \left[\begin{array}{c} \text{---} \\ \text{---} \end{array} \right] (\text{mm}^4)$
- ・断面二次半径： $i = \sqrt{I/A} = \left[\begin{array}{c} \text{---} \\ \text{---} \end{array} \right] (\text{mm})$
- ・材料の縦弾性係数： $E = \left[\begin{array}{c} \text{---} \\ \text{---} \end{array} \right] (\text{MPa})$ (SUS304、at65℃)
- ・材料の F 値： $F = 205$ (MPa) (SUS304、at65℃)

(3) 飛来物衝突による燃料集合体への影響評価

飛来物が斜め方向から入射し、燃料取扱棟折板壁を貫通して使用済燃料ピットへ飛来すると、ラックセルあるいはラックセル内に保管されている燃料集合体と衝突する場合が想定される。

ラックセルの構造上、鋼製材が斜め方向から直接燃料集合体に衝突することはないが、水平方向の評価については保守的に直接燃料集合体に衝突するとして評価する。

飛来物の衝突による燃料集合体への影響については、水平と鉛直それぞれの衝突成分に応じて評価する。(図 2.7 参照)

飛来物が燃料集合体に到達する速度を評価する際には、飛来物の障壁となる燃料取扱棟の屋根や壁がないものと考え、使用済燃料ピット水面に水平及び鉛直の各最大速度で到達すると仮定する。

ピット水中を飛来物が通過する際の摩擦力や水力抵抗による減速効果を考慮し、飛来物が燃料集合体に到達する時点の水平及び鉛直のそれぞれの速度を算定した。表 2.5 に算定結果を示す。

なお、飛来物がピット水面に着水する際には衝撃力の発生や偏心による水力抵抗の増加により減速され则认为るが、評価ではこの効果を見込まない。

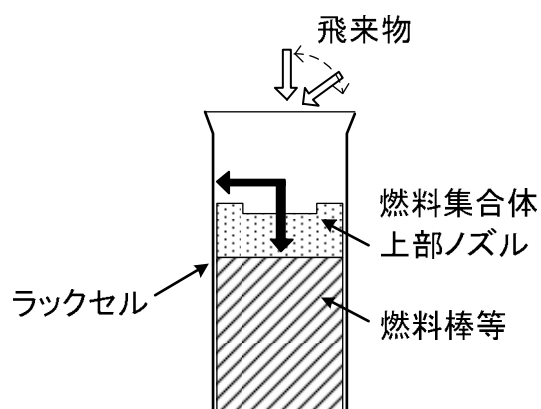


図 2.7 燃料集合体への衝突イメージ

表 2.5 燃料集合体への飛来物速度

飛来物の種類		鋼製パイプ	鋼製材	乗用車
サイズ (m)		長さ×直径	長さ×幅×奥行き	長さ×幅×奥行き
		2×0.05	4.2×0.3×0.2	4.6×1.6×1.4
質量(kg)		8.4	135	2,000
水面への進入速度 (m/s)	鉛直	33	38	32
	水平	49	57	47
燃料集合体への 衝突速度 (m/s)	鉛直	18.82	衝突しない	衝突しない
	水平	15.39	22.54※	衝突しない

※：直接燃料集合体には衝突することはないが、保守的に衝突するとして算出した衝突速度
(備考) 鋼製材の水面への進入速度は改正前のガイドの値を記載。

a. 鉛直方向の評価

飛来物の衝突に伴う荷重は、燃料集合体の上部ノズルを介して燃料棒及び制御棒案内シンプルに作用することになる。この際に燃料被覆管に生じる歪を評価する。算出に際しては、保守的な評価となるよう次の仮定を設けた。

- 飛来物の運動エネルギー E_0 は燃料集合体の変形エネルギー E_1 に等しいとし、飛来物の運動エネルギー全てが燃料被覆管の変形に費やされるものとする。
(飛来物の変形や使用済燃料ラックの荷重分担は考慮しない。また、制御棒案内シンプルによる荷重の分担も考慮しない。)
- 燃料被覆管は弾完全塑性体とする。(塑性変形に伴う硬化を考慮しない。)(図 2.8 参照)

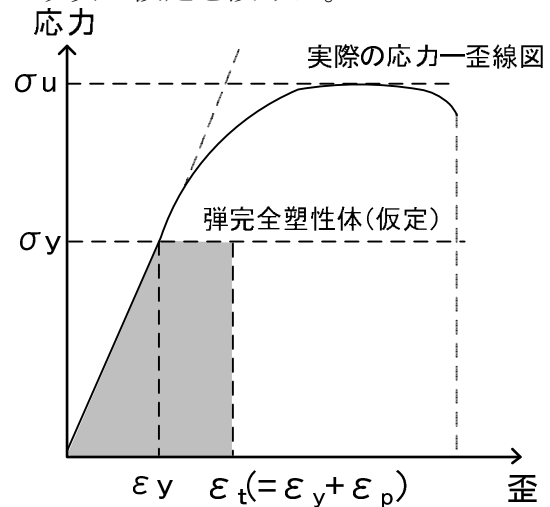


図 2.8 弾完全塑性体の保守性
(イメージ図)

①飛来物の運動エネルギー $E_0 = \frac{1}{2} m v^2$

鋼製パイプ

$E_0 = 0.5 \times 8.4 \times (18.82)^2 = 1,488 \text{ (J)}$

m : 飛来物の質量 $m = 8.4 \text{ (kg)}$

v : 鉛直方向の衝突速度 $v = 18.82 \text{ (m/sec)}$

②燃料集合体の変形エネルギー $E_1 = \left[\frac{1}{2} \left\{ \sigma_y \varepsilon_y + \sigma_y (\varepsilon_t - \varepsilon_y) \right\} \times A L \right]$

$E_1 = \left\{ 0.5 \times \left[\text{ } \right] \times \left[\text{ } \right] + \left[\text{ } \right] \times (\varepsilon_t - \left[\text{ } \right]) \right\}$

$\times 3.15 \times 10^{-3} \times 3.86 \text{ [J]}$

σ_y : 被覆管耐力 $\sigma_y = \left[\text{ } \right] \text{ (MPa)}$ 注 1

ε_y : 弾性歪、 $\sigma_y = E \times \varepsilon_y$ により算出。 $\varepsilon_y = \left[\text{ } \right]$

ここで E は縦弾性係数 $E = \left[\text{ } \right] \text{ (MPa)}$ 注 1

ε_t : 全歪 (= 弾性歪 ε_y + 塑性歪 ε_p)

A : 受圧面積 (被覆管の断面積) $A = 3.15 \times 10^{-3} \text{ (m}^2\text{)}$ 注 2, 3

L : 被覆管長さ $L = 3.86 \text{ (m)}$ 注 2

注 1 : 照射に伴い耐力、縦弾性係数は上昇するが、保守的に未照射時の値を使用

注 2 : 評価上厳しくなる 1, 2 号機燃料 (14×14 型燃料) の値を使用

注 3 : 使用済燃料の被覆管は新燃料に比べ腐食により 9.5%減肉するため、保守的に 10%減肉を考慮した値を使用

①及び②より、 $E_0 = E_1$ として ε_p を求める。

ただし、 $\left(\frac{1}{2} \sigma_y \varepsilon_y\right) \times AL$ が E_0 よりも大きい場合、 $\varepsilon_p = 0$ （弾性範囲内）となる。

結果は次のとおりである。

$$\varepsilon_p = 0.0 \text{ (\%)}$$

弾性範囲内であることから、燃料被覆管が破損することはない。

b. 水平方向の評価

飛来物の衝突に伴う荷重は、燃料集合体の上部ノズルを介して燃料集合体をたわませると共に使用済燃料ラックセルの上端部に作用し、ラックセルに変形が生じる。ラックセルの変形量を算出し、燃料集合体及び未臨界性への影響を評価する。

なお、燃料被覆管への影響評価が必要な鋼製パイプ及び鋼製材のうち、衝突エネルギーの大きな鋼製材を代表として評価を実施する。

①評価モデル

飛来物の水平成分に対するラックセル全体としての応力及び変形を評価する。評価モデルを以下に示す。

- ・飛来物：鋼製材
質量：135 (kg)
衝突速度：22.54 (m/s)
使用済燃料ピット内の水中抵抗を考慮した衝突速度
- ・衝突荷重：飛来物は、まず燃料集合体に衝突し、燃料集合体がラックセル壁面に押しつけられて、ラックセルに曲げ応力が発生するが、ここでは保守的に燃料集合体によるエネルギー吸収は無視する。
- ・構造モデル：図 2.9 に示すように、ラックセルを支持格子部で水平方向に支持された張り出し梁にモデル化し、飛来物により発生する曲げ応力及び変形量を求める。

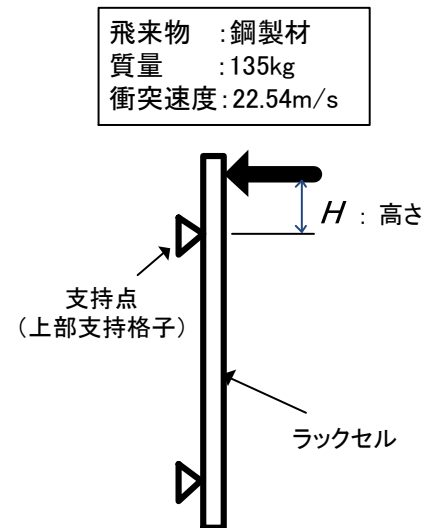


図 2.9 水平方向成分に対する評価モデル

②衝突エネルギー

飛来物の運動エネルギー（E）は、以下である。

$$E = \frac{1}{2} m v^2 = \frac{1}{2} \times 135 \times 22.54^2 = 34,294 \text{ (J)}$$

m：鋼製材の質量 135 (kg)

v：鋼製材の衝突速度 22.54 (m/s)

③ラックセルへの衝撃荷重（F）

ラックセルに作用する荷重Fは、運動量と力積の関係から求める。荷重と時間の関係を sin カーブと仮定し、積分計算により力積を求めた。（図 2.10 参照）

$$m \cdot v = F \cdot \Delta T / (\pi / 2) \text{ より、}$$

$$F = (\pi / 2) \cdot m \cdot v / \Delta T$$

$$= (\pi / 2) \times 135 \times 22.54 / \text{[]}$$

$$= \text{[] (N)}$$

m : 鋼製材の質量 135 (kg)

v : 鋼製材の衝突速度 22.54 (m/s)

ΔT : ラックセルの一次固有周期の 1/4 [] (s)

$$\Delta T = 1/4 f = 1/(4 \times \text{[]}) = \text{[] (s)}$$

f : ラックセルの一次固有振動数

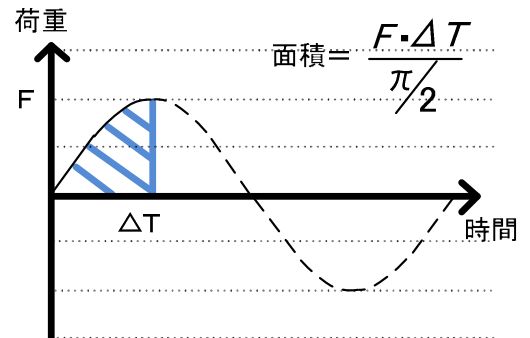


図 2.10 荷重と時間の関係

④ラックセルに生じる曲げモーメント及びせん断力

ラックセルに生じる曲げモーメントは、支持点（上部支持格子）で最大となる。

上部支持格子における曲げモーメントM及びせん断力Qは、次式より求める。

$$M = F \cdot H = \text{[]} = \text{[] (N \cdot mm)}$$

H : 燃料集合体頂部から上部支持格子までの距離 [] mm

$$Q = F = \text{[] (N)}$$

⑤ラックセルに生じる応力

$$\text{曲げ応力: } \sigma = \frac{M}{Z} = \frac{F \cdot H}{Z} = \text{[]} = \text{[] MPa} > \text{降伏点: 205MPa}$$

$$\text{せん断応力: } \tau = Q/A = \text{[]} = \text{[] MPa} < \text{許容せん断応力: 118MPa}$$

Z : ラックセルの断面係数 [] mm³ = [] / (12 × [] / 2)

A : ラックセルの断面積 []

以上より、せん断応力は許容値内（弾性範囲内）であるが、曲げ応力は材料の降伏点を通過し、永久変形が残ると考えられる。このときの塑性ひずみ量を以下の方法（⑥）で求める。

⑥ラックセルの塑性ひずみ量

ラックセルの塑性ひずみを求めるにあたり、以下の仮定を設ける。

- ・ラックセルの材料（1%B-SUS）を弾完全塑性体とする。
- ・ラックセルを弾性体としたときの弾性ひずみエネルギーが、弾完全塑性体のひずみエネルギーに等しいとする。

以上の仮定より、塑性ひずみ量 ε は、以下のとおりとなる。（図 2.11 参照）

$$\text{弾性ひずみエネルギー } E_e: E_e = \frac{\sigma^2}{2E}$$

$$\text{塑性ひずみエネルギー } E_p: E_p = \sigma_y \cdot \varepsilon - \frac{\sigma_y^2}{2E}$$

$E_e = E_p$ より

$$\varepsilon = \frac{\sigma^2 + \sigma_y^2}{2E\sigma_y} = \frac{[\quad]^2 + 205^2}{2 \times 1.918 \times 10^5 \times 205} = [\quad]$$

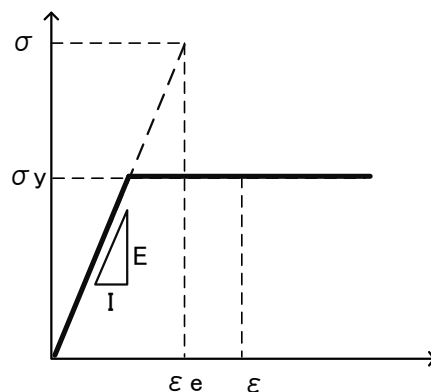


図 2.11 塑性ひずみの算定方法

ここで、

σ : 弾性体とした時の曲げ応力 $\sigma = [\quad]$ (MPa) 弾性ひずみエネルギーと面積が等しくなる塑性ひずみ ε を求める。

σ_y : 材料の降伏点 $\sigma_y = 205$ (MPa)

E : 材料の縦弾性係数 $E = 1.918 \times 10^5$ (MPa)

(JSME 設計・建設規格の SUS304, at65°C)

以上より、ラックセルの曲げによるひずみは、 $[\quad]\%$ 程度であり、材料の伸び $[\quad]\%$ (B-SUS 試験値)に対して十分な余裕を有しており破断することはない。

⑦ラックセルの曲げたわみ量

ラックセルの曲げ応力が降伏点を超過しているため、ラックセルのたわみ量は、弾性範囲内で適用される構造力学公式より求めた値を図 2.11 中の塑性ひずみ (ε) と弾性ひずみ (ε_e) の比 ($\varepsilon / \varepsilon_e$) を用いて割増した値とする。

飛来物衝突位置 (燃料集合体上端位置)
のたわみ量 (δ_0) :

$$\delta_e = \frac{FH^2(H+\ell)}{3EI} = 6.9 \quad (mm)$$

ここで、

$$F = \begin{bmatrix} \text{---} \end{bmatrix} (N)$$

$$H = \begin{bmatrix} - & - \\ | & | \end{bmatrix} \text{ (mm)}$$

$$\ell = \text{---} \quad (\text{mm})$$

E : 縦弾性係数 $E = 1.918 \times 10^5$ (MPa)

I : 断面 2 次モーメント $I = \quad \quad \quad$ (mm⁴)

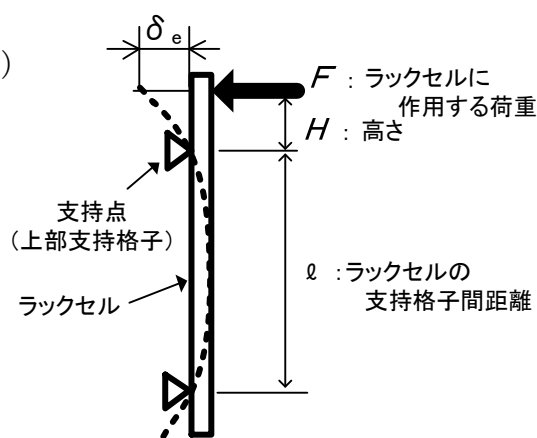


図 2.12 ラックセル上端の
曲げたわみモデル

弾性体とした場合の曲げたわみ量は、 $\delta_e = 6.9\text{mm}$ である。

塑性ひずみと弾性ひずみの比は、

$$\varepsilon / \varepsilon_e = \frac{\sigma^2 + \sigma_y^2}{2E\sigma_y} / \frac{\sigma}{E} = \frac{[] + 205^2}{2 \times 1.918 \times 10^5 \times 205} / \frac{[]}{1.918 \times 10^5} = []$$

よって、ラックセルの曲げたわみ量は、 $\delta = 6.9 \times \frac{1}{100} = 0.069$ (mm) である。

⑧ラックセルのせん断変形量

ラックセルのせん断変形量（ δ_Q ）は次式で表される。

$$\delta_Q = \tan(\gamma) \cdot H = \tan\left(\frac{\tau}{G}\right) \cdot H = \tan\left(\frac{1.1}{7.377 \times 10^4}\right) \times 1.1 \text{ (mm)}$$

ここで、 γ ：せん断ひずみ $\gamma = \frac{\tau}{G}$

τ ：せん断応力 $\tau = 1.1$ (MPa)

G ：せん断弾性係数 $G = \frac{E}{2(1+\nu)} = \frac{1.918 \times 10^5}{2 \times (1+0.3)} = 7.377 \times 10^4$ (MPa)

E ：縦弾性係数 $E = 1.918 \times 10^5$ (MPa)

ν ：ポアソン比 $\nu = 0.3$

H ：ラックセルのせん断力を受ける長さ $H = 1.1$ (mm)

⑨ラックセルの変形量（曲げたわみ+せん断変形）

ラックセルの変形量は、⑦項および⑧項の結果より、9.2 (mm) となる。

$$(\text{曲げたわみ}) + (\text{せん断変形}) = 8.3 + 0.9 = 9.2 \text{ (mm)}$$

⑩ラックセル上端部の変形による燃料集合体への影響評価

図 2.13 のようにラックセルの変形によって燃料集合体に曲がりが発生した際の燃料被覆管に生じる曲げ応力を評価する。燃料集合体の曲がり量としては燃料集合体とラックセルの間隔 14mm、水平への変形量はラックセル上端部の変形量 9.2mm を考慮する。

このとき、燃料被覆管に生じる曲げ応力は地震時の燃料集合体の応力評価で使用している ANSYS コードを用い評価した結果、約 30MPa※であり、また曲がりが発生する際にラックとの接触により発生する応力約 2MPa と合わせても、被覆管の耐力（513MPa）以下であり、燃料被覆管が破損することはない。

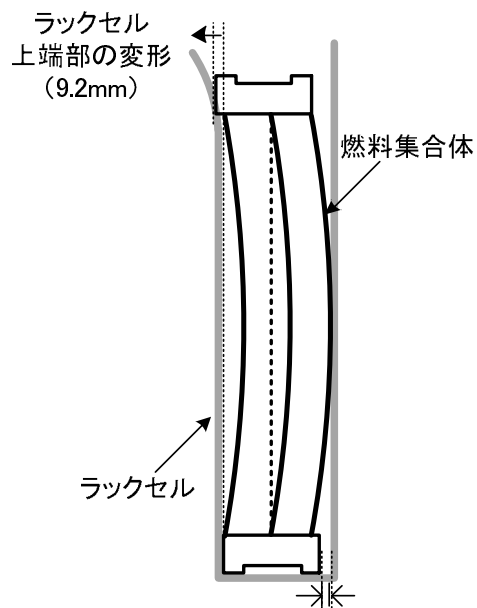


図 2.13 ラックセルの変形・燃料集合体曲がりによる評価イメージ

※：評価結果が厳しい 3 号機燃料（17×17 型燃料）の評価値

⑪ ラックセルの変形に伴う未臨界性への影響評価

a. 評価内容

使用済燃料ピットにはウラン濃縮度約 4.8wt%の燃料集合体およびウラン濃縮度約 4.1%相当のウラン・プルトニウム混合酸化物燃料（MOX燃料）がほう酸水中（約 4,400ppm）に保管されている。

燃料集合体が貯蔵される使用済燃料ラックセル間の距離は、鋼製材（サイズ 200×300mm）と比較して短いため、同時に複数のラックセルに衝突し、最大で4体のラックセルの変形や燃料間距離の減少が生じる可能性が考えられることから、保守的に使用済燃料ピット中央のラックセル4体がない状態を仮定し、使用済燃料ピットに保管される上記燃料集合体4体（新燃料）が直接近接した条件で未臨界性の影響を評価する。（図 2.14 参照）

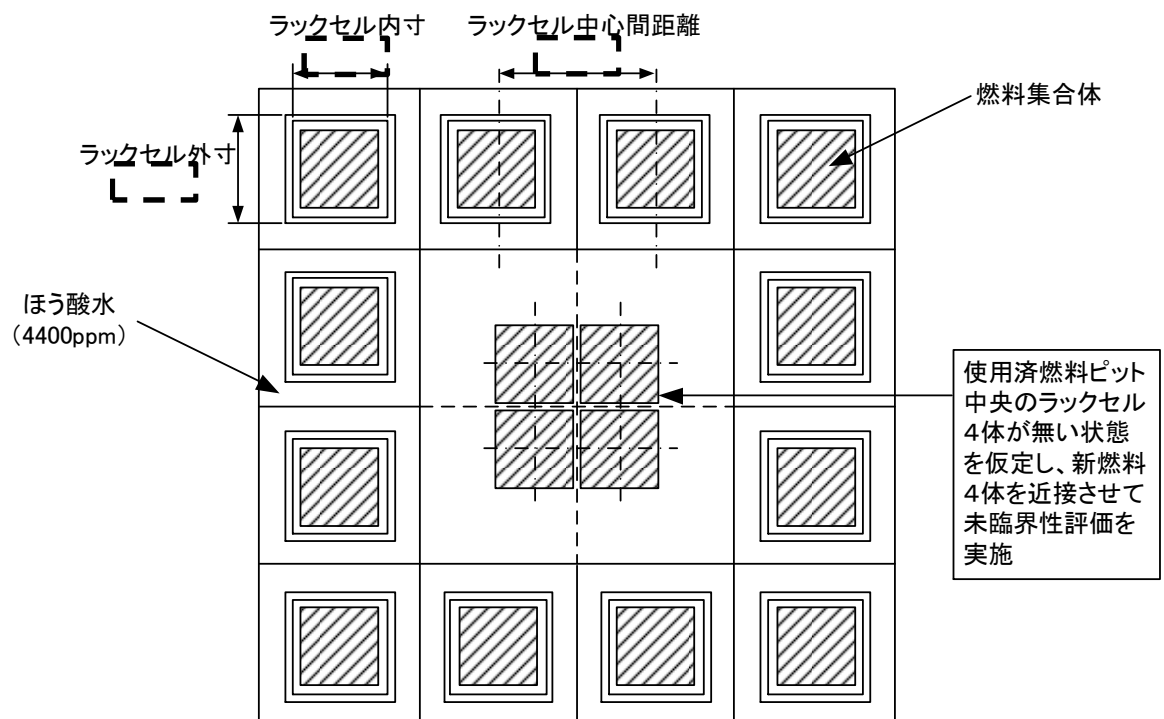


図 2.14 未臨界性評価体系イメージ図
(使用済燃料ピット中心付近拡大図)

b. 評価結果

使用済燃料ピット中央のラックセルを4体排除し、新燃料集合体をほう酸水中（4,400ppm）で近接させた条件において、実効増倍率は約 0.89 以下であり、未臨界性が確保されることを確認した。

3. 使用済燃料ピット躯体及び関連設備

(1) 使用済燃料ピット躯体（使用済燃料ピットライニング）

使用済燃料ピットは、主要構造体を鉄筋コンクリート造の壁と床で構成するピット施設で壁の厚さは200cm～240cm、ピットの底板の厚さは250cmである。設計飛来物がピットの壁、床に衝突しても貫通を防止するために必要なコンクリート厚さを十分有しているためコンクリートを貫通することはない。

使用済燃料ピットライニングはステンレス鋼で板厚3.7mm（既工認記載最小厚さ）であり、設計飛来物が衝突した場合は損傷する可能性がある。しかし、ライニング背面の使用済燃料ピット（躯体）部分は貫通を防止するために必要なコンクリート厚さを十分有しているためコンクリートを貫通することはない。

ライニングが損傷した場合、ライニング背面のコンクリートに有意な貫通は生じないため、使用済燃料ピット保有水の有意な流出にはつながらない。

なお、漏えい水はライニング背面の漏えい検知溝を通り、漏えい検出配管から排水され、回収される。また、漏えい検知配管の弁の閉止によって排水は限定的なものとなる。したがって、使用済燃料ピット保有水の有意な流出にはならない。

飛来物により使用済燃料ピット内面のライニングに貫通等の損傷を受けた場合は補修を実施することになるが、国内におけるライニングの補修実績としては、日本原燃再処理工場の燃料貯蔵プールにおいて、当該プール内に仮設補修用ダクトを設置し、ダクト内を排水して気中環境とした上でライニングの補修を行った事例がある。

(2) 使用済燃料ピット関連設備

①使用済燃料ピット浄化冷却設備

使用済燃料ピット浄化冷却設備には使用済燃料ピットポンプ、使用済燃料ピット冷却器及びその配管・弁等がある。これらの設備は竜巻防護施設を内包する建屋（原子炉建屋）で防護されており、竜巻による影響を受けない。（図3.1参照）
したがって、使用済燃料ピットの冷却を維持することができる。

②使用済燃料ピット補給水設備

使用済燃料ピット補給水設備には、燃料取替用水タンク、燃料取替用水ポンプ及びその配管・弁等がある。燃料取替用水タンク及び燃料取替用水ポンプは竜巻防護施設を内包する建屋（原子炉補助建屋）で防護されており、竜巻による影響を受けない。（図3.1参照）

燃料取扱棟のEL32.3mには、一部の配管・弁が設置している。（図3.2参照）

設計飛来物が衝突した場合は損傷する可能性があるが、使用済燃料ピット保有水の流出にはならない。

③燃料移送装置

原子炉容器から取り出された燃料集合体については、燃料移送装置により使用済燃料ピット側に移送され、使用済燃料ピットクレーンにて使用済燃料ピット内の使用済燃料ラックに貯蔵される。

当該装置により燃料集合体を移送中に設計飛来物が燃料コンテナに衝突した場合、当該コンテナが貫通等の損傷を受けることにより燃料集合体の損傷が想定される。

そのため、当該装置使用時に竜巻が襲来する恐れが生じた場合は、当該作業を一時中断して、移送中の燃料集合体は設計飛来物の影響を受けない原子炉格納容器（原子炉建屋）内に移動する運用をする。

④使用済燃料ピットクレーン

使用済燃料ピットクレーンは、使用済燃料ピット内の使用済燃料ラックに燃料集合体を貯蔵する、あるいは使用済燃料ラックから原子炉容器に燃料を装荷する等の際に使用する。

当該クレーンにより燃料集合体の取扱い中に設計飛来物が当該クレーンのホイストや燃料保持機構に衝突した場合、ホイスト等が破損することにより燃料集合体の落下が想定される。

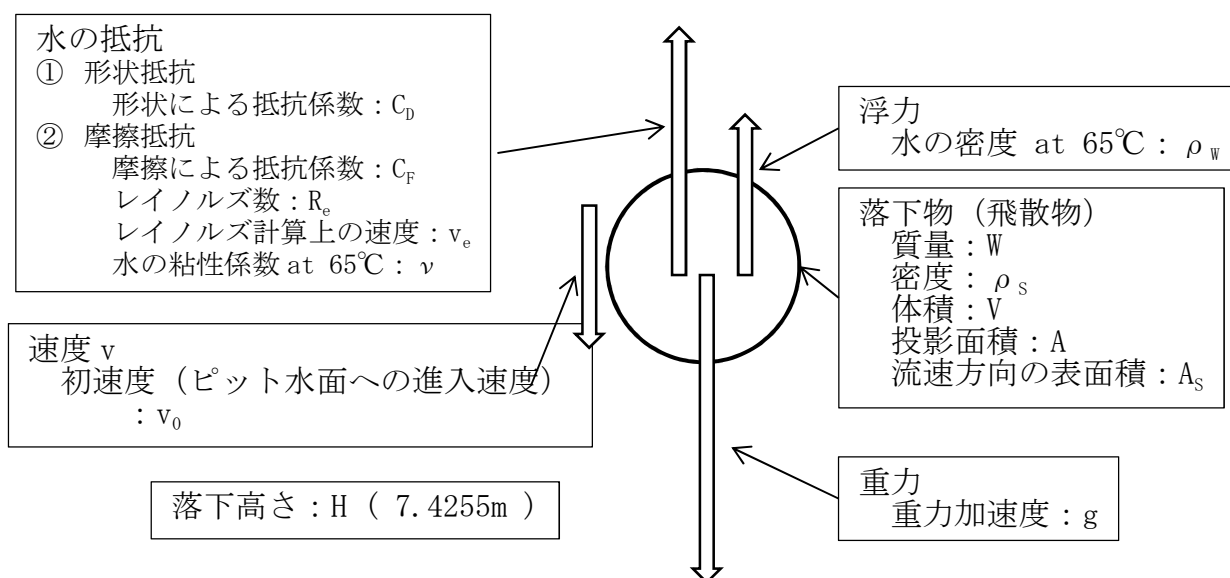
そのため、当該クレーン使用時に竜巻が襲来する恐れが生じた場合は、当該作業を一時中断して、取扱い中の燃料集合体は所定の位置に戻す運用をする。

図 3.1 使用済燃料ピット関連設備

図 3.2 使用済燃料ピット関連設備（燃料取扱棟の配管設置箇所）

乗用車の使用済燃料ピットへの着水評価について

燃料ラックへの衝突速度を評価する力学モデルを別図 1.1 に示す。衝突速度は重力、浮力、形状による抵抗及び摩擦抵抗を考慮して評価する。衝突速度は落下時の運動方程式より以下のように算出される。



別図 1.1 力学モデル

（落下物に作用する力）＝（重力）－（浮力）－（形状抵抗）－（摩擦抵抗）

$$\rho_s V \frac{dv}{dt} = \rho_s V g - \rho_w V g - \frac{1}{2} C_D \rho_w A v^2 - \frac{1}{2} \rho_w C_F A_s v^2 \quad (1)$$

ここで、

$$A = \rho_s V, \quad B = A \cdot g, \quad C = \rho_w V g$$

$$D = \frac{1}{2} C_D \rho_w A, \quad E = \frac{1}{2} \rho_w C_F A_s$$

とおくと、式(1)は以下のようなになる。

$$\frac{dv}{dt} = \frac{B-C}{A} - \frac{D+E}{A} v^2 \quad (2)$$

さらに、

$$X = \sqrt{\frac{B-C}{A}}, \quad Y = \sqrt{\frac{D+E}{A}}, \quad Z = \frac{X}{Y}$$

とおくと、式(2)は以下のようになる。

$$dv = Y^2(Z^2 - v^2) \cdot dt$$

$$t = \frac{1}{Y^2} \int \frac{1}{(Z+v)(Z-v)} dv$$

これより、

$$t = \frac{1}{2ZY^2} \ln \left| \frac{Z+v}{Z-v} \right| + Const$$

$$\frac{Z+v}{Z-v} = \pm \exp[2ZY^2(t - Const)]$$

右辺を W と置くと、

$$W = \pm \exp[2ZY^2(t - Const)] \quad (3)$$

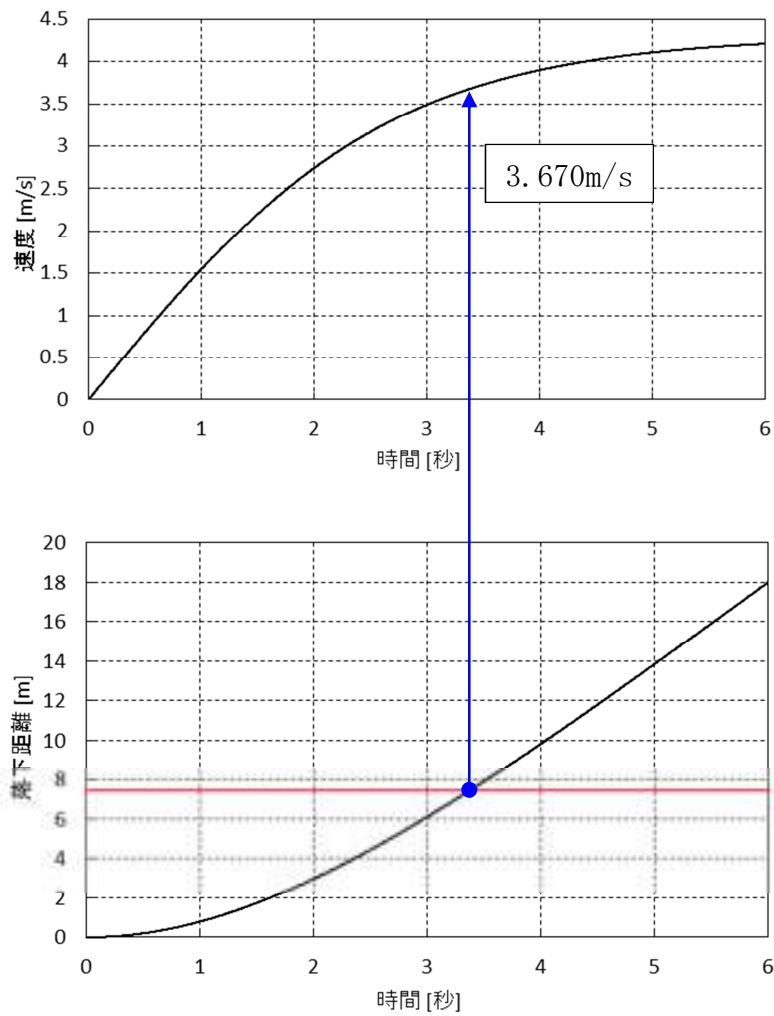
$$v = -\frac{1-W}{1+W} \cdot Z \quad (4)$$

$$Const = t - \frac{1}{2ZY^2} \ln \left| \frac{Z+v_0}{Z-v_0} \right| \quad (5)$$

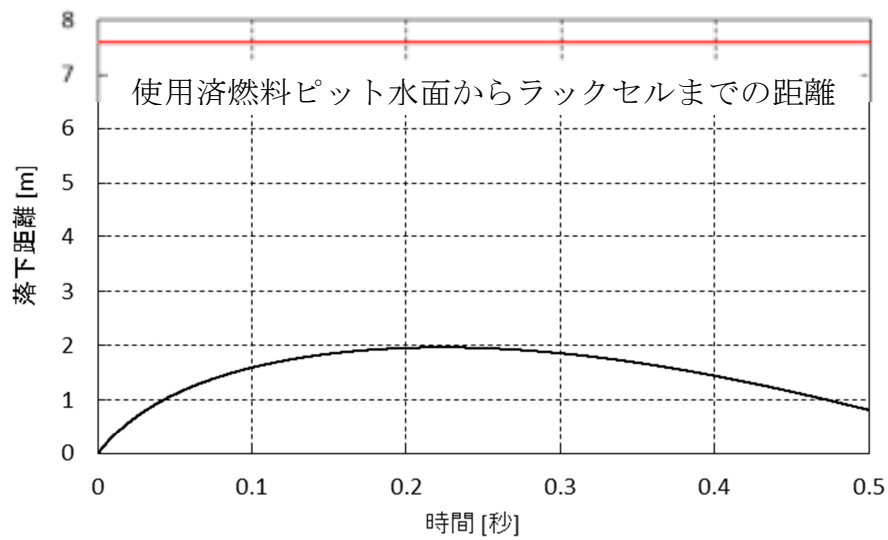
よって、式(4)及び式(3)、(5)より速度時刻履歴の関係が導出される。

別図 1.2 に乗用車の速度時刻履歴と、速度時刻履歴を積分することにより求まる落下距離時刻履歴を示す。落下距離時刻履歴から使用済燃料ピット水面からラックセルまでの距離 7.4255m に達する時間を算出し、その時刻における速度がラックセルへの衝突速度とした。その結果、衝突速度は 3.670m/s となる。

また乗用車が侵入した場合、水中での落下距離を評価した結果、乗用車はラックセルに到達する前に浮き上がり、直接ラックセルに衝突することはない。



別図 1.2 落下速度及び距離の時刻履歴



別図 1.3 使用済燃料ピット内での落下距離時刻履歴