

項目 1: 火災に対する考慮

番号	委員コメントまとめ	四電、国又は事務局回答		日付	コメント委員
1-1	タンカーによる外部火災の影響評価は実施していないのか。	四電	<p>国のガイドでは、外部火災影響評価の評価対象として、「森林火災」、「近隣の産業施設の火災・爆発」および「航空機墜落による火災」を考慮することとしており、タンカーは「近隣の産業施設の火災・爆発」に含まれるが、影響評価では、タンカーより影響の大きい森林火災や構内燃料タンク等の火災の影響による安全施設への影響評価により代替している。</p> <p>タンカーは航路の関係から伊方発電所岸壁より十分に離れた海上を航行する(至近の定期航路で約 13km 離れており、タンカーも同程度と考えられる)。このため、タンカーの火災(約 13km)より、森林火災(防護対象施設からの最短距離約 50m)、および構内燃料タンク等の火災(防護対象施設からの最短距離約 20m)による影響の方が大きく、森林火災、および構内燃料タンク等による火災のほうが影響が大きいと、タンカー火災による考慮は不要と考えている。</p>	9/11	吉川
1-2	火災に対する影響評価について、解析は国のガイド等で示された方法によるものと理解しているが、数字そのものの保守性はどのくらい考えているのか。計算モデルのマージンを考慮したものになっているか。	四電	<p>火災に対する影響評価の保守性については、許容温度、および熱影響評価手法等にて保守性を考慮している。</p> <p>具体的には、防護対象設備はコンクリート壁の建屋であるため、影響評価に用いる壁部分のコンクリートの許容温度を200℃(出典:財団法人日本建築センター)として評価しているが、この温度はコンクリートの圧縮強度が変形しない保守的な温度設定であり、コンクリートが変形するような実力値は200℃よりもっと高い。また壁面温度評価手法については、対流熱損失を考慮せずに全て壁内に熱が入り込むとして評価しているなどの保守性を考慮している。</p>	11/19	宇根崎
1-3	航空機墜落による火災影響評価において、評価ガイドに記載のある落下確率(10 マイナス7乗(回/炉・年))の根拠や背景について、説明願いたい。	国	<p>「実用発電用原子炉施設への航空機落下確率に対する評価基準」は、平成14年7月30日に原子力安全・保安院が制定(平成21年6月30日一部改正)し、原子力規制庁においてもこの基準等により評価することとしている。</p> <p>この基準は、原子炉施設への航空機の落下を「想定される外部人為事象」として設計上の考慮を必要とするか否かの判断のめやすとする基準値を示すとともに、原子炉施設へ航空機が落下する可能性(発生確率)を評価する標準的な手法を提示することを目的として定めたものである。</p> <p>判断基準の10⁻⁷乗(回/炉・年)については、米国や欧州主要国の基準を参考とし、また、IAEAの原子力安全諮問委員会(INSAG)が設定した原子力発電所の技術的安全目標(炉心損傷</p>	11/19	森
			<p>判断基準の10⁻⁷乗(回/炉・年)については、米国や欧州主要国の基準を参考とし、また、IAEAの原子力安全諮問委員会(INSAG)が設定した原子力発電所の技術的安全目標(炉心損傷</p>	11/19	吉川

			<p>事故頻度10^{-5}乗(回/炉・年)、大規模放出頻度10^{-6}乗(回/炉・年))を踏まえて、これに十分な保守性を有するものとして設定したものである。</p> <p>なお、10^{-7}乗(回/炉・年)を越える場合には当該原子炉施設の立地点における状況を現実的に考慮した評価を行い、その妥当性を確認した上で、当該原子炉施設への航空機落下の発生確率の総和が10^{-7}乗(回/炉・年)を超えないことを求めている。</p>		
1-4	航空機が落下する面積は、発電所全体の面積を想定しての確率か。	四電	<p>発電所全体の面積を想定したものではなく、国のガイドに則り発電所の重要な設備の面積を想定している。</p> <p>この面積の想定については国の審査会合で説明し、特にコメントは受けていない。</p>	11/19	望月
1-5	航空機墜落による火災影響評価において、基本的には自衛隊機や米軍機が飛行しなければいいのではないか。	国	国としては、万一の場合への備えを求めているもの。	11/19	高橋
				11/19	望月
1-6	中越沖地震で柏崎刈羽原発で所内変電所が火災を起こしたことから、火災防護の対策が強化されたが、新規制基準ではどう関係があるか。	国	<p>これについては、もともと旧指針のときから火災防護対策についても記していたものである。中越沖地震が起きた後の対応ということだが、これは敷地の中の火災ということでトランスなどが火災になったわけだが、そこで消火できなかったことが問題となったので、そのときはまずは自衛消防隊の設置を事業者に対して求めた。</p> <p>今年の7月に策定した新規制基準ではこれに加えて以下の新たな要求を追加した。従前の対策を強化するものと新たに加えたものということだが、追加したものについて言えば、大きく分けると2つあり、1つは内部火災対策ということで燃え難いケーブルの使用や燃え広がりを防止するための建屋の中の壁の設置とか、そういったもので内部火災対策の徹底を求めている。もう1つは、敷地外の森林火災などを想定して、安全施設への影響の有無を確認するといった外部火災対策を追加している。</p>	11/19	吉川

項目 2: 電源の信頼性

番号	委員コメントまとめ	四電、国又は事務局回答		日付	コメント委員
2-1	送電線が交差している箇所について、断線すれば接触事故になるが、どのように考えているか。	四電	送電線について、断線に伴い接触事故が発生する可能性も含めて評価した結果、いずれの交差部、併架部で異常があっても、他のルートにより供給可能であることを確認している。(平成 25 年 11 月 19 日コメント回答実施)	10/16	吉川
2-2	風力発電用の風車が破壊された場合の送電線への影響はどうか。	四電	風力発電所の風車が破壊され、送電線に接触する場合は、送電線は停止する等の影響は受けるが、発電所の安全性に影響は無いと考えている。 具体的には送電線は複数回線(3ルート6回線)設置されており、仮に1回線風車により破壊されても外部電源が喪失することは無い。また何らかの原因で外部送電線が全て供給できなくなっても、所内には非常用DG、空冷式非常用発電装置など、多種多様な電源設備を備えている。	11/19	森
2-3	風力発電用の風車の基数や送電線との離隔距離はどうか。	四電	風車の基数については、発電所の送電線近傍では12基設置されている。 風車と送電線との離隔距離については、最も近接した距離で、約 150m である。	11/19	森
2-4	碍子型遮断機の耐震性はどうか。	四電	基準地震動に対しても、碍子が破損しないことを確認している。	11/19	森
2-5	碍子型遮断機の碍子の用途は何か。	四電	絶縁が無い送電線をガス絶縁の開閉装置に繋ぎ込むときの絶縁、電界強度を緩和するためのものである。	11/19	吉川
2-6	電力会社の方で送電線の交差の問題はどこが規制の担当かということを確認してもらいたい。	四電	「原子力発電工作物の保安に関する省令」より、送電線引出口の遮断器を境界として、それより外部の送電線は電気事業法に基づき経済産業省(電力安全課)が規制担当になる。	11/19	吉川
				11/19	望月

2-7	新規制基準において、「電源システムを構成する機器は信頼性が高いものであって、非常用所内電源系からの受電時等の母線の切替操作が容易であること。」とあるが、客観的に「信頼性が高い」とか「容易である」とはどのようなことか。	四電	新規制基準において、送電線について「信頼性が高い」とは、複数のルート、変電所の独立性等により確保されるものと考えている。「(操作が)容易である」とは、自動による切り替え操作ができるといったことを指すものと考えている。	11/19	宇根崎
2-8	電源の信頼性について、原子力規制庁の審査の結論はどのようなになったのか。	四電	平成25年8月15日の第9回審査会合にて、資料2-1-3を用いて外部電源が3ルート6回線あり信頼性が高い等の説明を実施した。審査では2カ所ある変電所損傷時の復旧の成立性について等の質問があり、平成25年10月10日の第31回審査会合にて、資料3-5を用いてコメント回答を実施した。以降は、特に国からコメントは受けていない。	11/19	吉川
2-9	福島事故後、電源の信頼性がどのように向上されているのか。また、そのような審査がなされているのか。	国	3.11の事故からいろんな教訓が得られた。それで、3.11以前の規制について何が問題だったのか、今後どのようにするべきかということについて、当時の原子力安全・保安院や原子力安全委員会、あるいは規制委員会になってからもそうであるが、いろんなことを検討してきた。一方で、国会の事故調とか政府の事故調等でも、これまで何が問題だったのか、今後どういうふうにあるべきかということについて検討がされた。それで、例えば、これまでの問題点ということでは、外部事象も考慮したシビアアクシデント対策が十分な検討もしないまま、事業者の自主性に任せており、国で規制はしていなかったということ。それから、バックフィット制度という法的な仕組みがなかったこと、そういった問題点が洗い出されてきた。それらを踏まえ、そこではこれまでなかった項目の追加、あるいは重大事故も考慮した安全規制等について新規に追加したり、あるいは強化したりということで、規制内容はずいぶん強化している。新規制基準を原子力規制委員会設置時から公開の場でもって議論をして、それから、パブコメにもかけて、その上でそれを反映し、最終的には平成25年7月に新しい基準ができたものである。	11/19	吉川

		四電	DGの冷却機能(海水系)喪失による電源喪失を防止するため海水取水用水中ポンプ等の配備、DG及びメタクラ等設置場所の水密化(水密シャッター・水密扉等)により既設電源の耐性を強化した。また、DGとは冷却方式が異なる空冷式非常用発電装置や専用配電線(亀浦変電所)を新たに設置するなど、電源の多様化を図った。 福島第一の事故以降、重大事故等への対応として、迅速な電源供給のため空冷式非常用発電装置の常設化及び遠隔操作化、また監視・制御機器等の電源拡充として、常設蓄電池増強や可搬型蓄電池の配備等、更なる電源の多様化を図り、信頼性向上に努めている。		
2-10	川内、大洲変電所の両方が全停止しても短期間であればしのげるということか。	四電	平瀬支線の系統を使って発電所への外部電源供給は可能である。なお、外部電源が喪失しても、所内には非常用DG、空冷式非常用発電装置等、多種多様な電源設備を備えている。	11/19	森
2-11	変電所そのものが使用不能になった場合と、送電線が使用不能になった場合と両方とも検討に含んでいるのか。	四電	変電所そのものが使用不能になった場合、送電線が使用不能になった場合の両方を検討に含んでいる。	11/19	森
2-12	非常用ディーゼル発電機は、長期間の使用に耐えられるのか。	四電	ディーゼル発電機は離島の電源供給や船舶によく用いられるもので、長期間の使用に耐えられるものである。	11/19	望月
2-13	原子力発電所の発電機から電源供給はできないのか。	四電	発電機が運転中に事故が発生したとしても、インターロックにより自動停止しない場合は、発電機からの電源供給は可能である。なお、発電機以外にも、所内には非常用DG、空冷式非常用発電装置等、多種多様な電源設備を備えている。	11/19	高橋
				11/19	吉川
				11/19	望月

項目 3:自然現象(火山)

番号	委員コメントまとめ	四電、国又は事務局回答		日付	コメント委員
3-1	火山の影響評価について、火山の噴火によって発電所に対してどのような危害を想定しているのか。 また、「5cm」というのは何を意味しているのか。	四電	国のガイドに基づき、伊方発電所における火山影響評価の評価対象を抽出した結果、評価対象は降下火砕物(火山灰)のみである。降下火砕物厚さについては、ガイドに基づき発電所運用期間中の活動可能性のある火山による過去最大規模の噴火について検討した結果、過去の噴火による敷地付近への火山灰の降下厚さはいずれもほぼ0cmである。ただし、同規模の噴火時に風向きによっては敷地において厚さ数mm～数cm(不確かさを考慮したシミュレーションの結果、最大でも4.5cm)の降下火砕物が想定され、保守的に敷地において考慮すべき降下火砕物の厚さを5cmと設定したものである。	10/16	森
				9/11	高橋
3-2	安全性の中には構造安全性や機能安全性があるが、発電所にとってどのような危害になるのか。	四電	設備の構造安全性には降下火砕物(火山灰)が建物に堆積することにより、その上載荷重による建屋への影響が考えられる。機能安全性には外気取り入れ口のフィルタ目詰まり等による機能喪失が考えられる。 構造安全性については、火山灰の施設の安全機能に及ぼす影響に着目して評価対象施設を抽出し、対象施設全てに対して上載荷重による建屋の構造安全性評価を実施し、問題ないことを確認している。 機能安全性については、対象設備全てに対してフィルタ目詰まり等に対する機能安全性評価を実施し、例えばフィルタ目詰まりに要する時間(例:DG吸気フィルタ:19.8時間)以内にフィルタ交換が可能(例:DG吸気フィルタ:1時間程度)など、問題ないことを確認している。 以上の評価等により、構造安全性、機能安全性ともに問題ないことを確認している。(詳細は平成25年12月27日第65回審査会合資料1-3-2参照)	10/16	森
3-3	火山灰が、空気と水の両方のフィルターの機能を低下させないかを検証し、問題なかったということか。	四電	火山灰が、空気(空調など)と水(海水ポンプなど)の両方のフィルターの機能を低下させないかを検証して問題なかったことを確認している。(詳細は平成25年12月27日第65回審査会合資料1-3-2参照)。	10/16	森

3-4	火山噴火の際の地震に対する安全性についてどう考えているか。また、過去に危険なものはあったか。	四電	火山噴火に伴う地震について評価を実施した結果、伊方発電所に対して至近の鶴見岳(発電所からの距離約 85km)にて火山活動に伴う M7.1 の地震が発生したとしても、耐震評価にて想定している中央構造線(発電所からの距離約 8km)による地震より影響が小さいことを確認している。また特に過去に危険なものは無かったことを確認している。	10/16	吉川
3-5	火山噴火の際の地震に対する安全性についてどう評価しているのか。	国	火山性地震とこれに関連する事象による原子力発電所への影響評価においては、原子力発電所の局地的地盤条件を考慮に入れて、原子力発電所で最大の地震動を生じさせる火山性地震事象のマグニチュード、震源深さ、及び原子力発電所からの距離の組み合わせを判定・評価する。一方、原子力発電所における火山性地震は、その他の地震源よる地震よりも大幅に危険性が低いと実証することが可能な場合は、当該事象を地震評価に包含できると考えている。	10/16	吉川
3-6	火山地震については四電で独自に調査したのか。	四電	国のガイドに従い当社にて調査を実施した結果、火山性地震について大きな影響は受けていないことを確認している。	10/16	吉川
3-7	火山の影響評価でのシミュレーションとは何をしたか。	四電	降下火砕物による堆積厚さを評価するため、降下火砕物シミュレーションを実施している。シミュレーションでは、発電所運用期間中の活動可能性のある火山(九重山、由布岳、阿蘇山)を対象に毎月の平均値の風による敷地での降下火砕物の厚さを評価するとともに、風向や風速の不確かさを考慮しても、最大で 4.5cm であり、施設の健全性評価に用いた厚さ 5cm を超えないことを確認している。(詳細は平成 26 年 2 月 5 日第 78 回審査会合資料 1-1 参照)	10/16	吉川
3-8	軽石(パミス)が浮遊してきた際の影響はどうか。また、火山灰の粒子が電子機器に悪影響を与えるということはないと判断したということで間違いはないか。	四電	評価の結果、軽石が届くような火山は伊方発電所近傍には無い(最も至近の火山である鶴見岳が約 85km、軽石等の火山からの飛来物の想定距離 10km。)ことを確認している。原子炉の安全に関係する電子回路については、コンクリートに囲まれた建屋内にあり、建屋には空調があるため問題ない。また空調の吸気側フィルタに火山灰が降下しても問題ないことも評価している。(詳細は平成 25 年 12 月 27 日第 65 回審査会合資料 1-3-2 参照)	10/16	高橋
3-9	火山灰が建屋に入っても電気系統は影響はないか。	四電	火山灰が建屋に入っても、電気系統は端子箱等に収められて外側は密閉となるよう樹脂コーティングなどを施しており、影響はないことを確認している。(詳細は平成 25 年 12 月 27 日第 65 回審査会合資料 1-3-2 参照)。	10/16	望月

3-10	火山灰の影響について、建屋の外、その他の関連施設も問題ないということか。	四電	発電所の安全に必要な建屋の外部からの連絡(進入)により火山灰が侵入したとしても、電子回路のコーティングや絶縁処理などが施されており、評価の結果問題無いことを確認している。(詳細は平成 25 年 12 月 27 日第 65 回審査会合資料 1-3-2 参照)	10/16	高橋
3-11	火山活動が連続で起こっても、発電所内や外部との連絡手段は問題ないのか。電子機器類は問題ないのか。	四電	火山活動が連続して起こったとしても、建屋間の連絡経路等を含め、空調系、電子機器類を含めた発電所の設備については、仮に堆積しても火山灰を除去するといった処置等により、健全性を確認している。(詳細は平成 25 年 12 月 27 日第 65 回審査会合資料 1-3-2 参照)	10/16	高橋
3-12	数年前にアイスランドであった大規模な火山活動において、原子力発電所等の施設に影響がなかったかを教えていただきたい。	四電	四国電力よりドイツの原子炉安全協会へ確認した結果、アイスランドでの火山噴火による被害は主に航空機運航に限定されており、欧州の原子力発電所への悪影響や問題は生じていない。(平成 25 年 11 月 19 日コメント回答実施)	10/16	森
				10/16	望月
3-13	現地で電源車や冷却用海水等の接続口を確認したが、こうした機器にも火山灰は影響がないことを確認しているのか。	四電	電源車や冷却用海水等の接続口に対する火山灰の影響については、評価して問題ないことを確認している。 具体的には、電源車の車両のエンジン周りにはフィルタが付いており走行可能であること、機器の系統内は密閉構造になっており外部からの吸い込みが無いこと、降灰が5cm程度なので除灰で対応できることから、問題ないと評価している。	11/19	森
				11/19	望月
3-14	一度火山が噴火すると火山灰が長期に浮遊すると考えられるが、作業員への影響・対策は考慮しているのか。	四電	今後検討を進め、必要な物については準備していきたいと考えている。	11/19	森

項目 4: 自然現象(竜巻)

番号	委員コメントまとめ	四電、国又は事務局回答		日付	コメント委員
4-1	竜巻に対する影響評価について、構造体ではないが、窓ガラスや外に露出した設備等、機能を持続するために重要なものの取り扱いはどうなっているか。	四電	竜巻に対する施設影響評価については、国のガイドに従い以下のとおり実施している。機能を持続するために重要な設備は、窓ガラスが無くコンクリート壁で守られている等により、竜巻が来て飛来物が衝突しても影響はないことを評価により確認している。重油タンク等、構造部材だけでの強度対策が無理なところは、エネルギーを吸収するネットや機器に衝撃吸収材を覆うことで直接エネルギーが伝わらないような対策を実施している。(詳細は平成26年1月30日第75回審査会合資料3-3-1参照)	9/11	森
4-2	竜巻に対する影響評価について、重要な設備や免震重要棟に窓ガラスはないのか。	四電	重要な設備や、免震重要棟の中の緊急時対策所には窓ガラスは入っていない。	9/11	森
4-3	竜巻に対する影響評価について、竜巻の知見の蓄積が少ないが、今後どのように不確かさを考慮して評価を進めていくのか。	四電	新規制基準適合性確認申請当初、過去50年くらいの伊方地域のデータに基づき竜巻の設計風速を69m/sと設定していたが、審査の中で不確かさを考慮して検討対象を伊方から約180kmまで拡大して基準となる竜巻の風速を92m/sに見直し、更に不確かさを考慮して設計風速を国内最大級の100m/sとしている。この内容は平成25年11月14日の第47回審査会合にて国に説明しており、その後、設備に対する影響評価を実施している。	9/11	宇根崎
4-4	竜巻に対する影響評価について、竜巻は、風速だけでなく、海水を巻き上げた場合の影響も検討すべきではないか。	四電	現状でも送電線は常時海風に晒されており、塩分付着を考慮した絶縁設計をしているので問題はない。また電源の信頼性を高めるため複数の送電線ルート(3ルート6回線)を確保している。(平成25年11月19日コメント回答実施)	9/11	高橋
4-5	重大事故等の対処に必要な電源設備について、地震力あるいは風力、そういった設計荷重を考慮しているのか。	四電	重大事故等の対処に必要な電源設備について、地震力や風力の荷重に対し設計上の考慮は実施している。具体的には、重大事故等の対処に必要な施設(電源設備である非常用DGを含む)は耐震Sクラス以外の防護対象施設も含めて、屋内の設備は建屋の耐性、屋外の設備は設備そのものの耐性にて防護している。耐性が不足している重油タンク等の屋外設備については衝撃吸収材などで耐性を確保している。	9/11	森

4-6	安全防護対象施設に重大事故等の対処に必要な電源設備に関するものは全て入っているということか。	四電	全ての電源設備が安全防護対象施設に入っているのでは無い。具体的には発電所構外からの電源である配電線関係は、地震でも風でも倒れやすく、安全防護対象施設ではないが、逆に壊れても発電所の中に資材を準備しているためすぐに復旧できる利点を持っている。	9/11	森
4-7	送電線等の配電関係は、すぐに復旧できるという前提なのか。	四電	送電線については、仮に送電機能を喪失しても、発電所内にはディーゼル発電機等の発電設備を保有し、かつ燃料を最低7日分確保している。送電線は複数(3ルート6回線)あり、信頼性は高いと考えているが、長期に渡って送電線が全線送電不能になったとしても、所外から所内電源への燃料補給により、対応可能と考えている。 配電線については発電所の中に資機材を常時常備し、訓練もしてあり比較的早期に復旧ができる電源であると考えている。 なお、配電線はこれがないと電源が確保されないというものではなく自主的に追加している設備である。	9/11	森
				9/11	望月
4-8	竜巻評価の許容値及び評価結果に対する裕度を説明願いたい。	四電	機器の設計評価については、日本機械学会規格値を許容値とし、またその規格に規定されていないものは、弾性範囲に収まるよう、降伏応力を許容値として設計しており、十分な裕度がある。建屋についても終局のせん断力に、1.5倍の安全裕度ということで割戻しをしており、十分な裕度を持った評価と考えている。 各機器の裕度の評価結果については、別紙1参照。	11/19	森
4-9	竜巻の定義について、突風・強風を引き起こす自然現象と捉えていいのか。スーパータイフーンという今回フィリピンを襲ったものも含まれるのか。	四電	国の原子力発電所の竜巻影響評価ガイドには、竜巻は突風・強風を引き起こす自然現象と定義してある。 定義の中に入っているかに関わらず、四国電力が実施した評価の中には入っていると考える。	11/19	森
4-10	特に竜巻ということでは主に陸地付近を想定しているが、スーパータイフーンのような海洋上で起きているものも想定すべきではないか。	四電	過去に台風起因の竜巻が発生しており、今回評価した竜巻データの中でも考慮はされているため、想定の中に入っていると考える。なお、今回の評価では、ある一定期間竜巻が留まったとして、どういった影響を及ぼすか評価している。機器の裕度等もあり、プラスアルファのものが起きても原子力発電所の安全性は維持できると考えている。	11/19	森

4-11	竜巻の影響評価について、文書で根拠を示した上で、論理立てた説明を願いたい。	四電	各機器の裕度評価について、別紙1に示す(4-8と同様)。	11/19	森
4-12	評価には今回フィリピンで発生したような台風も含まれているのか。このような台風が日本で発生したとしても対応できるのか。	四電	台風に対する考慮という意味では、3号の建設時には72m/s程度の風荷重を考慮して設計している。 今回の新規制基準では竜巻が自然現象として加わったため、それに対する評価、対策を実施しており、フィリピンで発生したような台風でも対応できると考えている(4-10と同じ)。	11/19	吉川
4-13	十数年前に、四国の法皇山脈において、共振現象により鉄塔が倒壊したことがあった。その後の鉄塔建設用地選定に当たっては、その辺りのことも考慮していると考えているが、データがあれば付け加えて欲しい。	四電	鉄塔倒壊の後の用地選定等については、高橋先生ご指摘のとおり、鉄塔倒壊より後で伊方発電所の近くの四国中央西幹線という送電線を建設したが、高橋先生の言われた鉄塔倒壊事例を考慮し、共振現象で倒壊が発生しないよう地質面、風の面においても事前に風速等の調査、シミュレーション等も行い設計基準内であることを確認した上で建設している。	11/19	高橋
				11/19	望月
4-14	台風の影響評価についてはどうするのか。	四電	四国電力が実施した竜巻に対する設備影響評価では、100m/sの風が一定期間吹き続けるということで風荷重を評価しているので、100 m/sの台風が来たということで設計をしているという風に考えて良いのではないかと考えている。(4-10と同じ)	11/19	吉川
		国	今回のフィリピン台風の被害や昔の室戸台風を考えると、頻度からみても台風の通り道である四国では大変気になるところである。このあたりの審査はもう済んだのか、ということであるが、先ほど説明したように審査中である。	11/19	望月

4-15	<p>竜巻裕度評価については、計算結果だけでなく、計算の根拠や計算のプロセス（飛距離などの算定）も示すこと。</p>	四電	<p>竜巻に対する裕度評価対象施設（重油タンク等の竜巻防護施設、および格納容器排気筒等の竜巻防護施設に波及的影響を及ぼし得る施設）に対する裕度評価の最小値を別紙1にまとめる。発生値と許容値から、対象設備全てについて、竜巻による応力発生値が設備の機能を維持するための許容値を超えていないことを確認している。 なお、裕度評価の計算の詳細は別紙2（設備）および別紙3（建屋）にまとめている。</p>	3/8	奈良林
------	--	----	---	-----	-----

項目 5:自然現象(森林火災)

番号	委員コメントまとめ	四電、国又は事務局回答		日付	コメント委員
5-1	森林火災の影響評価において、評価ガイドで FARSITE という森林火災シミュレーション解析コードの利用を推奨していること的位置付けを説明願いたい。	四電	森林火災の影響評価に係る国のガイドで推奨されているFARSITEは、米国で使用されている影響評価コードで、世界的に広く利用されており、特定範囲の火災到達時間、火線強度等を予測可能である。なお、今回の評価で入力したデータには伊方の現地植生、地形データを用い評価を実施している。	11/19	吉川
		国	FARSITE は、米国農務省 USDA Forest Service で開発され、世界的に広く利用されている。本モデルは、火災の4つの挙動タイプを考慮するとともに、地理空間情報を入力データとして使用することにより、現地の状況に即した評価を行うことが可能である。	11/19	
				11/19	
5-2	森林火災によって周囲が延焼した場合、送電線や鉄塔の健全性はどのように考えているのか。	四電	発電所敷地外が森林火災によって大規模に延焼した場合の外部電源の健全性については、仮に敷地周囲が全面的な火災になれば送電線自体は一時的に止まる可能性があるが、発電所内にはディーゼル発電機、空冷式非常用発電装置など複数の電源を確保しており、それらの設備と森林とは離隔距離が十分ある(至近で約50m。コンクリート許容温度200℃に対し、評価した外表面温度約96℃)ため、発電所の安全性に問題はない。火災から復帰した後の送電線は、碍子という瀬戸物の他は金属でできており、再使用可能と考えている。	11/19	森
				11/19	望月
5-3	森林火災によって周囲が延焼した場合、早期に復旧できるのか。	四電	発電所敷地外の森林火災により外部電源喪失が発生しても、発電所内のディーゼル発電機は最低7日分の燃料を保有しており、その間で外部からの復旧・応援により燃料を手当てをしていく計画になっているため、発電所の安全性が低下することはないと考えている。	11/19	森
5-4	森林火災によって外部電源が遮断された際に、保管されている燃料を使用しているが、重油タンクの健全性について、重要であるので説明願いたい。	四電	重油タンクの森林火災に対する健全性については、重油タンクに対し森林火災による熱影響評価を実施した結果、重油タンクの許容温度60℃(引火点)に十分収まるため問題ないことを確認している。	11/19	宇根崎

項目 6: 自然現象(その他)

番号	委員コメントまとめ	四電、国又は事務局回答		日付	コメント委員
6-1	自然現象の重畳の考え方について、積極的に考えていただきたい。また、新規制基準における自然現象の取り扱いはどうなのか。	国	想定される自然現象だが、これは新規制基準のほうでも外部からの衝撃による損傷の防止という項目がある。その中に、そこで想定される自然現象というのは敷地の自然環境を基に、洪水、風(台風)、竜巻、凍結、降水、積雪、落雷、地滑りといったもの、他にも火山の影響とか生物学的事象とか森林火災等も含むものである。それを想定することについて個別にこういうふうに想定しなさいという基準ではなくて、これは性能規定なので、そこは事業者がいろいろなデータを集めて合理的に評価をし、重要な設備等に影響があるかどうかを評価した結果を規制庁に報告することになる。なお、設置許可基準には「施設に大きな影響を及ぼすおそれがあると想定される自然現象」により生じる影響を考慮すると求めているが、これは、過去の記録、現地調査の結果及び最新知見等を参考にして、必要のある場合には、異種の自然現象を重畳させるものとするとしている。現在、その内容の妥当性等について、審査しているところである。	11/19	吉川
6-2	自然現象の重畳の考え方について、積極的に考えていただきたい。	四電	国の審査にて同様な指摘を受け、回答検討中	11/19	高橋
6-3	新規制基準において、想定される自然現象は性能規定ということか。	国	新規制基準においては、想定される自然現象は性能規定である。	11/19	森
6-4	自然現象に対するソフト面の評価について、シミュレーションや実際の訓練における検証をお願いしたい。	四電	各自然現象に対する手順書を策定中。一部の自然現象に対しては手順の成立性について訓練にて確認済み。	11/19	宇根崎
				11/19	望月

項目 7:シビア対策

番号	委員コメントまとめ	四電、国又は事務局回答		日付	コメント 委員
7-1	新規制の前までは、タービン動補助給水ポンプが炉心溶融防止に主要な役割を果たすと説明してきたが、重大事故対策として、多重防護で炉心溶融を防止する過程が複雑に変わってきているのではないか。	四電	タービン動補助給水や電動補助給水が、事故時初期の段階においては有益なものであることについては、新規制の前と後で変わらない。今回、重大事故等ということで、全交流電源喪失やLOCAのような設計基準と言われる起因事象に対して、安全系の機器が性能を発揮できなかったときのシナリオも考えて、代替ポンプ等を追加設置したが、手段の追加であり基本的なところは変わっていない。	7/17	渡邊
7-2	蒸気発生器への給水手段の追加について、ポンプ車と蒸気発生器代替注水ポンプにより、設備の多様化を図っているということか。	四電	蒸気発生器への給水手段の追加について、ポンプ車、代替注水ポンプにより多様化を図っている。	7/17	宇根崎
7-3	蒸気発生器への給水手段の追加について、ポンプ車と蒸気発生器代替注水ポンプがあるが、それぞれ何系統あるのか。各ループに注入できるのか。	四電	代替注水ポンプは1機でタービン動の補助給水ポンプの出口側につないでそこから分岐して各SGに流れていくという発想のため、1機で各ループに注入できる。蒸気発生器への給水手段として使用できるポンプ車(他用途にも使用可能)も複数台確保している。(平成26年2月時点で計7台)	7/17	宇根崎
7-4	蒸気発生器への給水手段について、ポンプ車からの注入ラインも蒸気発生器代替注水ポンプと同じか。	四電	ポンプ車からの注水も代替注水ポンプと同じラインで蒸気発生器の方に注水できるということになる。	7/17	宇根崎

7-5	蒸気発生器への代替注入について、多様化・多重化することが飛躍的な安全性の向上につながる可能性があると考えますが、その点について何か検討しているか。	四電	従来よりタービン動補助給水、電動補助給水は併せて3台あり、また、安全対策としてポンプ車、代替注水ポンプなどを追加配備しており、蒸気発生器への注水手段は多様化・多重化を図っている。	7/17	宇根崎
7-6	追加した蒸気発生器への代替給水手段について、タービン動からの注水配管が使用不能になった場合は、注水できなくなるという理解でよいか。	四電	注水配管は静的機器であるため信頼度は高いので確実に蒸気発生器に注水できると考えている。	7/17	宇根崎
7-7	重大事故の解析はどのようなコードを使用しているか。精度や判断基準等は検証されているか。	四電	事故等の熱流動解析は「M-RELAP5」と「SPARKLE-2」を使っている。格納容器破損の有効性評価には「MAAP」を使っている。CVの内圧の解析コードは「COCO」、水素関係では「GOTHIC」を使っている。いずれのコードも、温度・圧力等のパラメータ、原子炉に対して適応可能であるということは検証している。判断基準は規制委員会から規則の解釈で具体的に記載されている。	7/17	吉川
7-8	(ATWS)影響緩和装置の出力制御はどのような方式か。実験検証はされているのか。	四電	今回設置した緩和装置は同時にタービン自動停止、タービン動・電動補助給水ポンプ自動起動させる等の機能を有している。 原子炉の負の反応度フィードバック特性により10%以下まで出力が抑制され、それ以降についての未臨界性は、速やかにホウ酸注入を行うことで高温停止まで移行できることを確認している。実機の装置については、模擬入力で確実に起動できるという検証を行っている。(平成26年1月28日にコメント回答実施)	7/17	吉川
				7/17	宇根崎
7-9	炉心が損傷し、デブリが格納容器下部に落下した場合について、どのように検討しているか。	四電	炉心が損傷し、デブリが原子炉容器の下部へ落下した場合であっても除熱できるよう、従来よりドリルホールと呼ばれる貫通孔からスプレイ水が原子炉容器の下の方、原子炉下部キャビティ室に溜まるため、デブリが落ちてきても確実に冷却できコンクリートとの反応は防げると考えている。また更なる信頼性の向上のため、下部キャビティ室の入口扉に連通路を設置している。(平成26年1月28日コメント回答参照)	7/17	吉川

7-10	蒸気発生器の代替注入について、中破断のLOCA程度に役立つことは分かるが、大破断喪失事故が起きた場合はどうか。	四電	大破断LOCAであっても蒸気発生器への注水による冷却は効果は小さいが有用である。 なお大破断LOCA事故+ECCS注入失敗+格納容器スプレイ注入失敗の場合は、代替格納容器スプレイポンプによる格納容器スプレイ開始、中型ポンプ車からC/V再循環ユニットへの冷却水通水による格納容器自然対流冷却開始などで格納容器を守り安全性を維持できると考えている。	7/17	渡邊
7-11	蒸気発生器の代替注入について、大破断・中破断・小破断の場合の手順はスムーズに実施できるのか。	四電	格納容器の圧力などのパラメータを見ながら適切な手順を遂行していくことで手順書等を規定しており、運転シミュレーターなどで運転員の技術力の維持・習熟というのはできており緊急時においても確実に運転操作ができると考えている。	7/17	渡邊
7-12	格納容器の使用条件200°C(限界温度)は、どこで決まっているのか。	四電	格納容器限界温度(200°C)、限界圧力(0.566MPa:2Pd)としては、放射性物質の閉じ込め機能を確保できるかとの観点で設定している。 この温度、圧力に至った場合でも、格納容器の閉じ込め機能が確保されることを実験・規格に準拠した評価等で確認しており、有効性評価ではそれより低い約138°C、約0.345MPaが最高値である。(平成26年1月28日コメント回答実施)	7/17	渡邊
7-13	格納容器限界温度は200°Cとなっており、外部火災による外表面温度も200°Cとなっているが、内も外も同じか。	四電	火災に対する外壁表面の許容温度はコンクリートの圧縮強度が維持される保守的な温度であり、格納容器本体とは別(数値の一致は偶然)である。	7/17	渡邊
7-14	第28回審査会合での重大事故時の対策の有効性評価において、原子炉格納容器の限界温度と限界圧力について、妥当性を整理して説明するよう指摘されているが、そのときの審査状況について聞かせていただきたい。	四電	審査会合の状況については、申請概要の説明の際、国から伊方3号機に設置された機器類で実際に成立するのか確認するよう指摘を受け、後日の審査会合で、四国電力より規格に準拠した評価・実験結果等を示した結果、追加の指摘等は受けていない。 なお、設置許可基準規則の解釈には、格納容器の実際の実力としての限界温度、圧力がどの程度かということを実業者で設定し、有効性評価の判断基準とするよう規定されている。	10/16	吉川

7-15	原子炉格納容器の安全性について、伊方原発独自に実験を行い、確認したということか。	四電	四国電力として、種々の実験結果等を伊方3号機へ適合できることを確認して、格納容器の安全性(限界圧力・温度)を評価した。	10/16	吉川
7-16	格納容器の安全性確認について、格納容器限界温度(200℃)、圧力(0.566MPa:2Pd)では、大きな破損には至ることはないと評価しているが、小さな破損はあったのか。	四電	格納容器そのものの健全性が保たれることを確認している。	10/16	吉川
7-17	格納容器の安全性確認について、規制庁に説明した際の反応はどうだったか。宿題事項は残っているか。	四電	国の審査会合では、更なるコメントとして経年劣化等があっても同様の評価になるか、あるいは、200℃、2Pdという状況に一度至った格納容器が地震等でも問題ないかというコメントを受け、後日回答した結果、宿題事項は残っていない。	10/16	吉川
7-18	伊方原発の格納容器の安全性確認について、限界温度と限界圧力は他のPWRでも同じなのか。	四電	200℃、2Pdについて、審査会合で説明したのは四国電力が一番最初である。他社についても同様の値にて審査会合にて説明している。	10/16	吉川
7-19	一度目地震が起こった後に、二度目の格納容器の安全性を検証しているのはなぜか。	四電	200℃、2Pdまで上がっても、その後格納容器内を減圧あるいは冷却等することで設計圧力以下まで下げるが、多少時間を要するため、念のために確認するようにとの主旨で、指摘を国から受けたものと考えている。	10/16	吉川
7-20	今回、伊方原発独自に格納容器の安全性について検証しなさいという指示がでたのは何故か。	四電	初期の審査会合で、設置許可申請書で限界温度についてNUPECの報告書を引用していたところ、伊方発電所として評価するべきであるとのコメントを受けた。	10/16	渡邊
7-21	それぞれのプラントできちんと安全性を評価することになったということか。	四電	それぞれのプラントで、格納容器の安全性について個別評価をすることになったと考えている。	10/16	渡邊

7-22	シビアアクシデント時の緊急時対策所の被ばく線量について検討を行っているが、中央制御室についても行う必要があるのではないか。	四電	国のガイドに基づき、緊急時対策所と同様、中央制御室の当直員の被ばく線量が問題ないということも確認をしている。	10/16	吉川
7-23	日本と中国の炉心損傷頻度の数字の単位は同じか。炉心損傷頻度について、日本は中国と比較して2桁大きいのがこれでよいか。	国	単位は日本も炉・年で中国と同じである。ただ、中国の数値がどのようなデータのものか分からないので、2桁違うといったことについては分からない。そもそもその数字そのものが安全目標なのか、あるいは計算した結果なのかによっても異なると思われる。ちなみに日本は安全目標の数字である。したがって一般論だが、計算するともっと小さな数値になると思われる。	11/19	吉川
7-24	11月19日開催の原子力安全専門部会で質問したが、原子力規制委員会の出した数値安全目標(CDF 10のマイナス4乗=1万年に1回)について、世界的に遜色ない目標値としているが、中国の数値安全目標より1桁以上悪いがそのような目標値でよいのか。	国	単位は日本も炉・年で中国と同じである。ただ、中国の数値がどのようなデータのものか分からないので、2桁違うといったことについては分からない。そもそもその数字そのものが安全目標なのか、あるいは計算した結果なのかによっても異なると思われる。ちなみに日本は安全目標の数字である。したがって一般論だが、計算するともっと小さな数値になると思われる。	1/28	吉川
7-25	最近の欧州の軽水炉の設計ではシビアアクシデント対策としてコアキャッチャーが設置されているが、新規規制基準ではどう考えているか。	国	新規規制基準の基本的考え方であるが、先ほどから触れている性能規定になっており、このことは、国際的に見ても満足すべき性能水準を要求し、それを実現する技術は指定しないというのが一般的であると考えている。これはなぜかという、技術の進歩に合わせて事業者が規制要求の実現方法を柔軟に選択できる仕組みとするほうが、新技術の取り入れが進み、安全性向上に寄与するとの考えによる。新規規制基準においても熔融炉心の冷却機能とか格納容器による放射線物質の閉じ込め機能、航空機衝突への備えを求めているが、具体的な対策の有効性は審査の中で確認していくこととしている。なお、ご指摘の欧州の加圧水型炉は新設の原子炉に係るものであり、欧州でもすべての既設の原子炉に対して、ご指摘のあったような技術の導入を義務付けるような基準にはなっていないと承知している。	11/19	吉川

7-26	格納容器再循環ユニットについて、1次側の流れが分からない中で溶融炉心の熱の除去の対応は可能か。	四電	格納容器再循環ユニットは、CVスプレイ等により原子炉容器下部に水が溜まった場合でも水没しないような高さ(ダクト解放機構 EL20m、格納容器内注水上限 EL17m)に設置しており、また、ダクト開放機構が所定の温度にて自動で開放し、外部から純水または海水により冷却することで、格納容器内の自然対流冷却が可能なよう、設計(雰囲気温度 110℃にてダクト解放)されており、格納容器内の熱除去は可能と考えている。	9/11	吉川
7-27	PWRの格納容器の破損防止対策について、炉底から炉心が落ちたときの熱の除去の方法について、明確な図を用いて説明願いたい。	四電	デブリが原子炉容器の下部へ落下した時に除熱できるよう、従来よりドリルホールと呼ばれる貫通孔からスプレイ水が原子炉容器の下の方に溜まるため、デブリが落ちてきても確実に冷却できコンクリート等の反応は防げると考えている。 また更なる信頼性の向上のため、下部キャビティ室の入口扉に連通路を設置している。(平成 26 年 1 月 28 日コメント回答実施)	9/11	奈良林
				9/11	望月
7-28	数値安全目標を推定するPRAは内部事象のみで考えているのか。地震や津波などの共通要因事象を含めての評価としているのか。	国	地震や津波などの外的事象についても評価の対象としている。	1/28	吉川
7-29	原子力規制委員会としては、事業者がPRAを実施させて、結果を報告させるが、それに対して規制当局としてどのようなことをするのか。	国	原子力規制委員会は、新規規制基準の適合性審査において、事業者が行ったPRAの結果について審査をしている。	1/28	吉川
7-30	PRAを活用した規制を実施する場合、規制当局においてもそれ相応の専門的能力が必要となるが、規制庁の担当官には高度な専門的能力があるのか。	国	審査の体制については、現在、専門的知見を有する独立行政法人原子力安全基盤機構等の職員の参画を得て適合性審査を実施しているところである。 引き続き、原子力規制委員会と同機構との統合や専門能力の高い人材の中途採用により、同委員会における厳格かつ適正な審査等を確保するための体制強化を実現するよう取り組んでまいる。	1/28	吉川

7-31	専門部会資料で、RCP シール LOCA が PRA 解析の結果、もっとも支配的なシビアアクシデントシーケンスとなっているが、PRA 解析の詳細を説明して欲しい。	四電	専門部会にて最も支配的なシビアアクシデントシーケンスとして説明しているのは、補機冷却水喪失事象(SBOに伴い従属的にも発生)であり、RCPシールLOCAはSBOに伴い発生するものとして扱っている。 炉心損傷を示すレベル1PRAについて、その内、配管破断等の内部事象に伴うPRAでは、補機冷却水喪失事象において炉心損傷頻度の割合が全体の約91%を占めている。同じく、地震、津波においてはそれぞれ74.6%、99.9%と、最も支配的なケースとなっている。 RCPシールLOCAは、補機冷却機能喪失(SBOに従属的にも発生)に伴い発生するLOCAの形態として示しており、その詳細は平成25年12月12日の審査会合資料3-2-1に記している。	1/28	吉川
7-32	専門部会資料のPRA解析の結果について、回/原子炉・年で示す確率値(平均値、不確定性スパン)を示されたい。	四電	補機冷却水の喪失事象(SBOに伴い従属的にも発生)による炉心損傷の発生頻度については、レベル1内部事象PRAについては2.0E-04/炉年、レベル1地震PRAでは2.9E-05/炉年、レベル1津波PRAでは1.3E-05/炉年である。詳細は平成25年12月12日の審査会合資料3-2-1に記している。	1/28	吉川
7-33	なぜRCPシールLOCAがもっとも起こりやすいのか。その原理上の理由を定性的に分かりやすく説明されたい。	四電	炉心損傷が最も起こりやすいという意味では、RCPシールLOCAでは無く、補機冷却水喪失事象(SBOに伴い従属的にも発生)が、炉心損傷に対して支配的であることをPRAの評価により確認している。RCPシールはRCP軸封部の1次冷却材の漏えいに対するシールであり、その機能を維持するため補機冷却水による冷却が必要とされている。したがって、補機冷却水機能が喪失すれば、シール機能が喪失し1次冷却材が漏えい、LOCAが発生する。	1/28	吉川
7-34	訓練のシナリオの中で、地震の強さ及び津波の高さをどの程度と仮定しているか。また、訓練では天災による事故対応上の行動の制約の対策についても検討してほしい。	四電	訓練の中では地震規模、津波高さを仮定はしていない。天災による行動の制約については様々なケースが考えられ、一概に言えるものではないが、台風などの一般的な自然災害では、重要な設備はコンクリートの建屋内にあり、窓ガラスは無い等、屋内作業については特に大きな影響は受けないものと考えている。屋外作業については人命最優先にて対策を実施することとしている。	1/28	吉川
7-35	事故対応時に事前のプラントの状態把握を実施し、各班に指示を出すということだが、どのように実施する	四電	事故発生時、設備に対する最初の確認は当直長が実施する。 要員が緊急時対策所に到着し、災害対策本部が設置された後は、防災管理者である所長の統括の下、現場作業の各班に指示が出される。事故対応の運転操作については、緊急時対策所設置後は情報は当直長から運転班に連携され、運転班にて状況を分析し、アクシデントマネジメ	1/28	奈良林

	か説明して欲しい。		ントガイドラインに基づき当直を支援する。		
7-36	「全交流動力電源の喪失（RCPシールLOCAあり）」を選定したPRAの評価条件について、詳細に説明して欲しい。	四電	PRAの評価条件については、実用炉規則の解釈に基づき、事故シーケンスグループ選定の個別プラント評価による抽出に関し、国のガイドに基づき設定している。詳細は平成 25 年 12 月 12 日の審査会合の資料 3-2-2 にまとめている。	1/28	吉川
7-37	緊急時対策所の位置付け及び緊急時の参集計画についてはどのようにしているか。	四電	平成 26 年 1 月 28 日の原子力安全専門部会資料 1-1 の p17 に示すとおり、緊急呼び出しシステムにより所定の要員は参集される。緊急時対策所に所長以下の災害対策本部要員が参集すれば、災害対策本部が設置され活動を開始する。	1/28	吉川
7-38	緊急時の参集方法はどのようになっているか（警戒事象ではない場合の参集方法も含む）説明して欲しい。	四電	緊急時対策所への参集計画は、設計基準事故が起こる前の時点（当社の場合はお知らせ発生時）から、緊急時呼び出しシステムに基づき所定の要員が参集される。	1/28	吉川
				1/28	望月
7-39	原子炉主任技術者の役割（位置付け）はどのようになっているか。	四電	原子炉主任技術者の位置づけは、事故時の技術的な対応にかかる、所長への技術的助言を実施することである。	1/28	吉川
7-40	事故時の体制について、本部体制を立ち上げるところはどこか。	四電	緊急時対策所に参集し、緊急時対策所にて伊方発電所の災害対策本部を設置する。	1/28	吉川
7-41	「全交流動力電源の喪失（RCPシールLOCAあり）」を選定した理由について、説明して欲しい。主要な対	四電	全交流電源喪失を伴う事故対応が、夜間・休日でも所内に確保している緊急時対応要員のほぼすべての要員を活用して対処するものになる。他のシナリオにおいては、運転員のみで対処できるものや運転員ともう一班のみで対処できるものになるので、今回のシナリオが代表性を持ったものということができると考えている。併せて、PRA上も、炉心損傷確率がSBOに伴い従属的に	1/28	宇根崎

	<p>応措置について、全19ケースにどれくらい含まれているか、対応表で示して欲しい。</p>		<p>も発生する補機冷却水喪失事象が最も支配的であることから選定している。対応表については国の審査にて同様な指摘を受け、回答検討中。</p>	1/28	望月
7-42	<p>「全交流動力電源の喪失(RCPシールLOCAあり)」のシナリオの中での、時間の設定根拠について、妥当性を説明して欲しい。</p>	四電	<p>シナリオの中での対応操作の時間設定については、十分に保守性を考慮しており、妥当であると考えている。具体的には、充てんポンプの起動時間について、解析上2.2時間後としているが、1次系の圧力・温度が0.7MPa以下にて注入する条件で解析している。実際の現場では1.5時間ぐらいで起動準備ができるため、準備ができれば速やかに炉心注入することを考えている。したがって、2.2時間というのは解析上の設定であり、解析時間そのものが余裕を持っている。</p>	1/28	宇根崎
				1/28	望月
7-43	<p>「全交流動力電源の喪失(RCPシールLOCAあり)」のシナリオの中で、事象事故対応時の作業環境の悪化に伴う対応の遅れは、どのように評価しているか。</p>	四電	<p>事象事故対応時の作業環境の悪化に伴う対応の遅れについても、考慮した時間設定としている。具体的には、放射線の防護服を着けることで操作が多少遅くなる可能性もあるため、例えば3分ぐらいで終わる操作でも、放射線防護服とかを着けた場合には多少操作性に時間を要するとして5分とするなど、余裕を見た条件でもって有効性を評価している。</p>	1/28	宇根崎
7-44	<p>RCPポンプのシールからの漏洩の想定について、具体的な内容を説明して欲しい。</p>	四電	<p>1次冷却材ポンプ(RCP)はモータにより回転軸を回して1次冷却材を循環しているため、軸とケーシングの間に微小な隙間(シール部)がある。通常は1次冷却材圧力より高圧の充てんポンプにより軸上部から下部の1次冷却材側へ封水(シール水)を押し込み、かつシール部外側にあるメカニカルシールを原子炉補機冷却水により冷却することで漏えいが発生しないようにしている。想定している事故では、充てんポンプが停止することで1次冷却材を押し込めず、また原子炉補機冷却系が停止することでメカニカルシールによるシール部の冷却が不能になることにより、シール部から1次冷却材の漏えいが発生すると想定としている。 1次冷却材ポンプシール部の詳細な構造等については、現地調査時に図面にて説明を実施している。</p>	1/28	奈良林

項目 8:耐震・耐津波機能

番号	委員コメントまとめ	四電、国又は事務局回答		日付	コメント委員
8-1	津波に関しては、最悪の事態を想定して対策をとろうとしていると理解しているが、揺れに関して、イベントツリーでの解析等を行っているのか。	国	今後、基準地震動が策定された段階で、イベントツリーを用いた地震ハザード評価を行うこととなる。	7/17	森
8-2	海外では、リスクという概念で、確率論的評価が行われているが、日本ではおこなわれているのか。若しくは、議論されてきたのか。	国	平成25年7月に施行された新規制基準においては、事業者が確率論的安全評価を行い、想定すべき事故シナリオを選定した上で、そのシナリオに対して事業者のシビアアクシデント対策が有効に機能するかどうかを評価することを求めている。 また、平成25年12月に施行した実用発電用原子炉の安全性向上評価(いわゆるFSAR)においても、定期的に確率論的リスク評価を行うことを求めている。	7/17	森
8-3	これまでの耐震安全性評価から追加・変更された事項はあるのか。	四電	「震源を特定する地震動」のうち、プレート間地震について、バックチェックの頃の中央防災会議のモデルから内閣府のモデルを取り入れることで変更している(マグニチュード 8.6 から 9.0)。また中央構造線の連動について、全長を 480km まで伸ばして評価している。またガイドで3次元の地下構造調査について要求されており、2km までボーリングを掘って地質構造を調査している。	7/17	森
8-4	深部ボーリングについて、地震計は設置して、観測を開始したのか。	四電	平成 25 年から観測を開始している。	7/17	森
8-5	深部ボーリングで設置した地震計について、微小地震の測定記録は、今までの記録で予想していた範囲内に入っているのか。	四電	設置以降、まだ強震動レベルの地震は観測できていない。	7/17	森

8-6	基準地震動評価のプレート間地震(南海トラフ)というのは、陸側が一番厳しい評価になるのか。	四電	基本ケース、東側ケース、西側ケース、陸側ケースのうち、陸側が一番厳しい。	7/17	宇根崎
8-7	原子炉設置変更許可申請書の添付6のパラメータについて、不確かさが全て包絡しているのかどうか説明して欲しい。	四電	現在不確かさの考慮などについて、審査会合の場で審査を受けているところである。審査の結果、全ての不確かさを考慮した地震動が設定されると考えている。	7/17	宇根崎
8-8	津波の検討ケースについて、重複させたものはないのか。	四電	津波が想定される現象について、5つのケース(南海トラフ巨大津波、1596年慶長豊後地震による津波、海域130km連動モデルの地震による津波、火山の山体崩壊に伴う津波、地滑り津波)を抽出し、このうち敷地前面海域の断層群による津波と地滑りに伴う津波を重畳させ、敷地にとって厳しくなるよう評価している。	7/17	宇根崎
8-9	津波の検討ケースについて、重複させた場合にフェーズが重なる想定をする必要があるのではないのか。	四電	フェーズが小さくならないよう、保守的に重畳させて評価し、平成26年2月20日の審査会合にて報告している。	7/17	森
				7/17	宇根崎
8-10	津波の検討ケースについて、地すべりはどのくらいの規模なのか。	四電	地滑りの規模としては、九州で最大5億4000万m ³ の規模を想定し、その土塊が別府湾に入ったものとして津波評価している。	7/17	森

8-11	津波の検討ケースについて、5億4,000万m ³ といったものが崩壊して、別府湾に土塊が入るといったもののシミュレーションも含まれているのか。	四電	津波の検討ケースの中で、九州の地滑りで最大5億4,000万m ³ の規模を想定し、その土塊が別府湾に入ったものとして津波評価している。	7/17	森
8-12	津波の検討ケースについて、瀬戸内海側の地形で海底地すべりが起きる場合は確認しているか。	四電	海底地滑りについても文献調査、海底地形調査、海底音波探査等にて調査した結果、瀬戸内海側では可能性は非常に低いものと評価しており、国の審査会合でも説明している。	7/17	森
8-13	元東大の都司氏によると、1596年の慶長豊後地震では瀬戸内海側で大きな津波があったとしているが、それについての検討はしているのか。	四電	検討を行った結果、都司先生の言われる上関は山口県では無く、大分県の現佐賀関であろうと考えている。その上で津波シミュレーションを実施した結果、伊方発電所全面海域の津波高さは50cmと評価している。	7/17	森
8-14	元東大の都司氏によると、1596年の慶長豊後地震では大きな津波があったとしているが、玄与日記は山口県上関の地元の伝承ではないのか。	四電	当社でも調査した結果、山口県の地元の伝承では無いことを確認している。	7/17	森
8-15	1596年の慶長豊後地震について、津波被害地を大分県佐賀関の上関であったと想定した場合の津波の検討はしているのか。	四電	津波の評価の結果、50cmと評価している。(8-13と同じ)	7/17	森
8-16	地震について、伊予灘、日向灘地震等は考慮しているのか。	四電	1854年の地震も含め、伊予灘、日向灘の地震について考慮している。	7/17	高橋

8-17	活断層評価において、長い連動評価を実施することとなった背景は何か。安心のために実施しているのか。	四電	森先生ご指摘の通り、断層が長くなればそれだけ地震規模が大きくなるというものでは無いが、最近では長大断層の地震動の評価が可能な手法も開発されているので、そのような手法で評価してはどうかとの見地に立った国の指摘と考えている。	9/11	森
8-18	480kmの地震動の評価について、強震動生成域をこれまでと同じようにレシピに従って設定するのか。	四電	トルコのイズミット等、近年の長大断層の地震観測記録等を用いて、長大断層に適用できるレシピもあるので、そのようなレシピを用いて評価している。	9/11	森
8-19	規制庁では、津波評価において、局所的地質の上下運動などは議論されたのか。	四電	陥没地形による津波についても国の指摘があり、解析を実施した結果、敷地に大きな影響が無いことを確認している。	9/11	森
8-20	審査会合では、津波評価について、強震動における傾斜断層運動を津波に対して当てはめた検討を行っているのか。	四電	申請時点で、不確かさの考慮の中で想定して検討している。	9/11	森
8-21	地質境界としての中央構造線は北に傾斜しており、現在のジョグをつくったりするような活断層としての中央構造線は鉛直と考えているか。	四電	高橋委員のご指摘のとおり、地質境界としての中央構造線は北傾斜で、活断層としての中央構造線は鉛直と考えている。	9/11	高橋
8-22	柏崎刈羽では、中越沖地震の際に地震波が増幅したが、伊方はどこまでの深さが水平成層と考えているのか。	四電	地中2kmまでボーリングを掘り、調査した結果、4km程度まではほぼ水平の構造であると考えている。	9/11	森

8-23	震源を特定しない地震動(16地震)について、評価結果が出れば説明願いたい。	四電	回答検討中	9/11	森
------	---------------------------------------	----	-------	------	---

項目 9:全般

番号	委員コメントまとめ	四電、国又は事務局回答	日付	コメント 委員
9-1	高経年化対策のところ、 運転期間延長の申請が提出されてから判定基準や要件を考えると説明があったが、事前に明示する必要があるのではないか。	<p>国</p> <p>運転期間延長に係る審査については、最初に認可申請がなされ得るのは、平成27年4月～7月であるが、平成25年6月19日(平成25年12月6日一部改正)に、「実用発電用原子炉の運転期間延長認可申請に係る運用ガイド」を策定し、「申請に至るまでの間運転に伴い生じた原子炉その他設備劣化状況把握のための点検」(いわゆる「特別点検」)の考え方等を提示している。</p> <p>また、平成25年11月27日には運転期間延長の審査における基準を明確化する観点から「実用発電用原子炉の運転の期間の延長の審査基準」を策定し、審査に当たって確認すべき事項を示している。</p>	7/17	森
9-2	高経年化対策に関しては、 判断基準や要件が載っている実施ガイドがあるとのことだが、自然災害の項目でもあるのか。	<p>国</p> <p>原子力発電所に係る火山の影響のガイド等の自然災害についても審査ガイドがあって、これで審査を実施する。ガイドには、事業者として、こういう説明が必要であるという形に書いてあるので、事業者には、説明書を出してもらい、中身の審査をしていくことになる。</p>	7/17	森
9-3	これまでの規制において、 どこが弱かったのか、どこを補強すべきか、との説明はあったが、今回の新規制で本当に安心なのか、もう少し説明して欲しい。	<p>国</p> <p>今までの規制については、設備の1つだけが壊れた場合を想定してシビアアクシデントをつくってきたが、今回の福島第一原子力発電所事故のように、複合な原因が重なって、事故が起こっているということもあるので、今度の新しい規制については、そういうものを含めて新規制基準の中で事業者に対応してもらおうことにしたということで、今後福島第一原子力発電所と同様な事故は起こさせないということである。事故調だとか、いろいろな外部機関から出した指示とか指摘だとかいうものを、取り込んで新規制基準を策定した。また、今回の新規制基準は、それで終わりというわけではなく、新たに事象が出て、検証された結果として、新たな基準が必要になるということであれば、今後の規制基準に追加をするという道筋で進めている。</p>	7/17	渡邊

9-4	<p>これまでは事業者の自主的な取組として実施されたものについて、規制基準を導入したことによるメリット・デメリットがあるが、どう評価して導入に至ったのか。</p>	国	<p>デメリットとメリットがあるということだが、今まで全事業者の自主的なもので実施していた部分があるというのは事実であるので、その事実について、やっぱり電気事業者のそれぞれで、設備の状況に若干ばらつきが出てくるということもあるので、今後新規規制基準で、国が原子力発電所については、そこは設備改造(ソフト面も含めて)を含めて、基準という形で進めていくということである。ハードだけでなく、当然設備以外にソフト面のところについて触れていくことになるのかと思っているのですが、ここはハードだけができて、当然それを動かす方がきちんと動けるような形で進めていく必要があるのでは、保安規定の中に入れ込むなり、その下部に規定を入れ込んで、その下部に要領をつくらすということもありだと思っているのでは、そういう形で進めていくことになっていると思っている。だから、規制基準も含めて、原子力発電所についての新たな基準だとか、そういうものについては、今後どんどん変わっていくと思っているのでは、必要なものについては、どんどん取り込みながらと進めることになる。</p>	7/17	渡邊
9-5	<p>5年間猶予の機器について、リスクを定量的にきちんと説明し、規制要件の効果の評価を説明して欲しい。</p>	国	<p>新基準は、国会事故調をはじめとする各種の事故調査報告書で示された福島第一原発事故の教訓を踏まえ、また IAEA の安全基準や諸外国の規制基準も確認しながら、世界最高レベルの安全水準の基準となるよう取り組んだものである。</p>	7/17	宇根崎
9-6	<p>人間が介在することによる見落としをなくすために、規制する側が常駐するといいいのではないかと思うが、そういう議論は行っているのか。</p>	国	<p>原子力規制庁(原子力規制事務所)では、365日、発電所を監督するために常駐している。事業者が保安規定を定めて、その内容のとおりきちんと業務を実施しているかどうかについて、四半期に1回ごと保安検査を実施している。今の原子力規制事務所の体制からすると、伊方は5人いるのだが、3人はだいたい発電所に勤務し、残りの2人が事務所にいる。防災業務もあるので、事務所に必ず1人はいる。通常の勤務体制は、発電所には朝に行き、夕方の勤務時間が終わる前に帰って来るという発電所勤務で、残りが事務所である。また、土曜・日曜・祭日も、事務所での勤務があるので、1年365日常駐しているということになる。発電所では、設備(ハード)を正常に動かしているか、職員が発電所の設備の運転のため手順書等により適正に行っているかを巡視・確認している。また、日々、事業者からの報告を受けて、報告内容について議論し、見直しが必要となれば、見直しするよう指導を行っている。現地事務所の役割としては、事業者が設備を健全に稼働しているか、保安規定に基づき業務を実施しているか、自ら定めた内規等により業務が適正にマネジメント出来ているか、トラブル事象が発生した時に、原因究明をして再発防止対策をきちんとたてているかなど検査・指導をしている。</p>	7/17	森

9-7	県に対して、事業者の報告遅れがあったが、国は事前に把握しているのか。	国	今回の県に対しての報告の遅れについては、事前に事業者からの報告を受けており、その内容について事業者を指導している。 原子力規制庁(原子力規制事務所)は、日々発電所へ赴き、設備の巡視等を行い、事業者を指導している。また、マネジメントだとかヒューマンエラー等については、定期的に、事業者が開催する会議に出席し、事業者と改善に向け議論をしている。日々、現場を把握しつつ、監督・指導業務を実施している。	7/17	森
9-8	発電所に常駐している規制庁職員は、事業者の取組のチェックは行っているのか。	国	事業者と互いにやり取りを行い、チェックして指導している。事業者が実施する計画を聞き取りし、実際の工事等が計画どおり実施されているかを確認している。日々の取り組みの中で、「これはおかしい」という話になれば、「そこは直してください」という話をする。	7/17	森
9-9	多重防護の観点から過程が複雑になり、保守保全の観点から運転の仕方が変わってくると思うが、事業者はどのように対応するのか。	四電	多重防護の観点から、安全対策として多くの恒設設備、可搬型設備を配備しているが、基本的には電源機能の多重化(空冷式非常用発電機等)、除熱機能の多重化(代替ポンプ、水中ポンプ、ホース)、燃料輸送機能の確保(ミニローリー)に大別される。対応過程が複雑にならないよう、一つの手段が何らかの理由で使用不能になれば次の手段に移行することを基本に手順書を整備し、訓練によって習熟度を上げて行っている。手順書の具体的内容については現在国の審査中である。	7/17	渡邊
9-10	新規制導入以降の規制側の規制のやり方はどのように変わったか。	国	今の規制から説明すると、事業者が保安規定を定め、国の審査を受ける。その保安規定の下に、内規や要領があるが、新規制基準に適合するように保安規定の改正を行い、その下の内規や要領等を改正してもらう。原子力規制庁(原子力規制事務所)としては、改正した保安規定、内規、要領に基づいて、事業者が発電所を運営しているかをチェックし、適正であるか確認することになる。その中で、人(ソフト)がどういうふうに通じて、この設備(ハード)を動かしているかというのも確認をする。今回新規制基準等で、設備(ハード)が追加されたので、その分についての業務が増加すると思っている。規制側としては、新規制基準が福島第一原子力発電所と同様な事故は起こさせないとの考え方で作られているので、原子力規制庁の方針に基づいて業務を実施することになる。	7/17	渡邊
9-11	新規制事務所の職員が代替スプレイポンプの定期点検に立会し、手順書どおりの稼働を確認することは、新規制で新たに追加された	国	現在複数台あるスプレイポンプの定例運転に立ち会うことになっているので、代替スプレイポンプについても、新規制基準では同様に立ち会うことになる。当然、もともとあったスプレイポンプも実施するが、その上に代替関係のスプレイポンプについても同様に、それから追加消防設備について点検の確認、外部に置いてある非常用電源車の起動・負荷運転等の確認を行う。	7/17	渡邊

	のか。				
9-12	安全目標はいつから導入し、具体的にどのようなことを規制するのか。諸外国の状況と比較して日本の実情を説明して欲しい。	国	安全目標については、今年4月10日規制委員会の中の定例会議で定めたものである。今後、国が原子力の規制を進めていく中で、国として安全目標をこういう形にしたいということを示すこととしており、安全目標は、基本的には規制委員会が国として定める目標である。国として、それぞれ例えば、炉心損傷確率を 10^{-4} とか、これをもって、原子力発電所をチェックするというものではない。また、日本と他の国との関係であるが確率の考え方の詳細が不明なので比較できるものではない。安全目標の導入については、原子力規制委員会で議論を進めているところである。(参考:7月17日開催原子力安全専門部会資料 1-1-1 実用発電用原子炉に係る新規規制基準について)	7/17	吉川
9-13	安全対策については、国が全国民に対して説明し、必要性についても政府が説明責任を持つ必要がある。また、「深層防護」の概念を説明する必要があるのではないか。	国	例えば伊方発電所の審査状況や結果については随時あるタイミングで、どこかで公表・説明すると聞いている。当然、審査についての判断基準とか根拠とかの話も出てくるだろうし、判断をした結果についてもコメントしてもらいたいとのことだと思うので、きちんと説明をするという話を聞いている。スケジュール等については聞いていない。国として説明をする方針と聞いている。	7/17	奈良林
9-14	新規規制基準において、解析結果や条件等で変更があった場合は専門部会等で説明をお願いしたい。	四電	平成25年7月8日以降、審査の過程で想定が変更になったケース(設計竜巻の最大風速等)はあるが、変更になった後に部会の場で説明していることから、現時点で、これまで部会にてご説明してきた最新の状況から、条件などが変更になったものは無いと考えている。	7/17	宇根崎
9-15	安全対策について、可能な限り前倒しで、確実に遂行をお願いしたい。	四電	当社としても、安全対策に終わりは無いと考えており、常に最新の知見を取り入れていき、かつ、可能な限り前倒しで確実に遂行してまいりたい。	7/17	宇根崎
9-16	原子力規制委員会では、人員の配置や手順書も見据えた審査が行われているのか。	四電	原子力規制委員会の審査では、組織・体制、教育・訓練、手順書が主要な審査項目として挙げられており、組織・体制の中で人員の配置、手順書の中で具体的な事故対応手順が審査されている。現在も国の審査中である。	9/11	宇根崎

9-17	「原子炉主任技術者」の位置付けや役割はどうか。常に新しい安全に関する知識を持った人がなっているのか。	四電	「原子炉主任技術者」の位置付けは、保安規定において、原子炉施設の運転に関し保安の監督を行うことを任務とし、保安上必要な場合は、運転に従事する者(発電所長を含む)へ指示を行うことが定められている。 上記の定めにより、安全に関する十分な知識を持ち、且つプラント挙動関係を理解している原子炉主任技術者の資格を有している者のうち、所長への意見具申が出来る立場にあり、十分な現場経験を持つ者を「原子炉主任技術者」として選任している。	9/11	吉川
9-18	他国が導入している「安全技術者」のような制度を、今後日本でも電力全体としてやっていくのか。	四電	他国が導入している「安全技術者」という制度は、日本では「原子炉主任技術者」の職務が該当するものと考えている。	9/11	吉川
9-19	「原子炉主任技術者」と「安全技術者」と二つの言葉が合って、それぞれ別の意味のものだが、日本では同じ言葉になっているということか。	四電	日本では資格と職務が同じ「原子炉主任技術者」という名称であるため、「原子炉主任技術者」が外国の「安全技術者」と同じ意味の職務であると考えている。なお、原子炉主任技術者は、原子炉施設の運転に関し保安上必要な場合は、所長等へ指示できる立場である。	9/11	吉川
9-20	他国が導入している「安全技術者」のような制度を、国家資格の「原子炉主任技術者」とは別に導入するなど、より厳しい取組みを期待する。	四電	日本では、資格と職務が同じ「原子炉主任技術者」という名称であり、現在の「原子炉主任技術者」が、その職務を遂行していると考えている。なお、原子炉主任技術者は、原子炉施設の運転に関し保安上必要な場合は、所長等へ指示できる立場である。	9/11	吉川
				9/11	望月
9-21	「原子力防災管理者(所長)」は、「原子炉主任技術者」の資格を持っているのか。	四電	所長には「原子炉主任技術者」の資格要求は無い。保安規定に基づき、所長にも意見具申する立場として「原子炉主任技術者」を配置している。	9/11	森

9-22	「原子力防災管理者(所長)」と「原子炉主任技術者」の意見が異なった場合はどちらが優先されるのか事前に決められているのか。	四電	保安規定において、「原子炉主任技術者」は原子炉施設の運転に関し保安の監督を行うことを任務とし、保安上必要な場合は、運転に従事する者(発電所長を含む)へ指示を行うことが定められている。 上記に基づき、原子炉施設の運転に係る技術的な件に関しては、基本的に「原子炉主任技術者」の判断に従うことになると考えている。	9/11	森
9-23	福島第一事故時では、方針等を決めるときに「原子力防災管理者(所長)」と「原子炉主任技術者」の間でどのように決められたのか。	四電	東京電力の福島第一事故時の所長(「原子力防災管理者」と「原子炉主任技術者」)の方針取り決め状況までは把握していない。 伊方発電所の保安規定においては、「原子炉主任技術者」は原子炉施設の運転に関し保安の監督を行うことを任務とし、保安上必要な場合には、運転に従事する者(発電所長含む)へ指示を行うことが定められている。	9/11	森
9-24	発電所で重大事故等が発生した場合に、発電所や本店、など、どこかの判断を優先するか、取り決めはしているのか。	四電	発電所の安全管理は保安規定にて定められており、その中身は所長が判断する。発電所の対応の全責任は所長にあることが保安規定で明文化されており、所長判断が優先されると考えている。以上から、保安規定に基づき取り決めされていると考えている。	9/11	森
9-25	危険予知訓練により、危険なところを検討する必要がある。また、そういう目で現地調査を行う必要がある。	四電	適宜、訓練を実施し、問題点を抽出し、改善を図っている。状況は平成26年1月28日の現地調査にて確認頂いている。	9/11	奈良林
9-26	ストレステストで確認された弱点については、どのように対処しているのか。現地調査を実施する前に、どの箇所が危険なのか確認しておく必要がある。	四電	ストレステストでクリフエッジとして抽出された点、例えば耐震性において抽出された充電器盤、ドロップ盤については、耐震補強工事を実施して、地震に対する裕度を向上させるなど、洗い出した弱点については、適宜対策を打っている。	9/11	奈良林
9-27	モニタリング設備における、重大事故時に使用する可搬型モニタリング設備について、有人・無人のどちらで使用するのか。	四電	可搬型モニタリング設備は、敷地境界の陸地の場合、設置場所への持ち込みは有人だが、以降の測定は無人で実施可能である。海域の場合は船舶に乗るため有人となる。	10/16	森

9-28	可搬型モニタリング設備を運べない場合はどのように対応するのか。	四電	重大事故に至る前にプラント状況、放射線量等を把握し、放射線量上がる前に前もって設置場所へ運ぶことで対応可能と考えている。なお多少の被ばくがあっても運び込むことは可能と考えている。また被ばく低減のための防護服などの資機材も確保している。	10/16	森
9-29	可搬型モニタリング設備を運べない場合はないと考えてよいか。	四電	事前に状況を把握して前もって運ぶことで、運べない場合は無いと考えている。	10/16	森
9-30	可搬型モニタリング設備を事故後すぐに運ぶ必要がある場合、ロボット等を使用する考えはあるのか。	四電	9-29と同じ	10/16	森
9-31	海洋モニタリングについて、規制庁の意図はどのようなものか。	四電	四国電力が海側に可搬型モニタを設置するのは敷地内である。これとは別に、海洋モニタリングも可能なよう、船舶を敷地内に確保している。主体的に敷地内は事業者、敷地外は自治体と共にモニタリングすることになる。	10/16	吉川
9-32	規制庁の立場として、事故時に統括することになるので、モニタリングに関して審査会合でヒアリングをしているということか。	四電	審査会合においてモニタリングに関する議論をしているのは、事故時に規制庁が緊急時モニタリングを統括する立場となることを踏まえ、事業者が確実に放出源モニタリングができるかといった観点で、審査をされているものと考えている。	10/16	吉川
9-33	規制庁が事故時に責任を持ち、放出源の特定をするということか。	国	事業者については、放射線の影響ということで放出源のモニタリングをするということで規制庁は指導しているので、吉川委員の言うとおりでと思う。	10/16	吉川
9-34	審査内容を説明する前に事象をどのような方法で審査しているのか最初に説明して欲しい。	四電	国の審査状況について、どのような審査を受け、四国電力としてどう対応しているかを最初に説明する等、原子力安全専門部会における説明の仕方について、今後も留意してまいりたい。	11/19	森
9-35	性能設計規定という前提のもと、破壊確率について説明願いたい。	四電	破壊確率の想定にあたっては、国のガイドに基づいて算出し、評価・対応を実施している。	11/19	森

9-36	新規制基準は性能規定であり、ガイドは最低ラインであるので、四国電力には、性能規定であるという趣旨を理解して、御説明をいただきたい。	四電	ご指摘のとおり、国の新規制基準の審査ガイドに示されている内容はもとより、審査会合の場で追加で指摘・要望のあった内容についても更なる信頼性の向上のため、対応を実施してきている。内容については適宜部会の場合でも御説明してきており、今後も御説明してまいりたい。	11/19	森
				11/19	望月
9-37	海難事故の原発への影響についてはどう対応しているか。	国	7月8日に定めた新規制基準に書いてあり、要約すると、発電用原子炉を設置する工場または事業所、事業所というのは発電所を含むけれども、その敷地の中や敷地周辺において想定される発電用原子炉施設の安全性を損なわせる原因となる事象であって、先ほども議論があったが、船舶の衝突、近隣工場等への火災、航空機の落下等の人為によるものに対して安全機能を損なわないものでなければならないとしている。これについても審査中である。	11/19	吉川
9-38	規制委員会の規制基準は世界的にも遜色のない基準と言えるのか。PSAを電力会社に課してどのように科学的で合理的な規制活動に反映されるのか。	国	今回策定した基準というのは、福島事故からこれまでに得られた教訓は全て入れている。また、海外の基準を見ても抜けのないものをつくったというふうに考えており、そういった意味から世界最高の水準だと考えている。PSAについては、まだ事業者からの報告はないが、PSAの使い方等について説明する。7月の基準では、炉心損傷防止対策に係る有効性評価ということで、原子炉設置者は、炉心の著しい損傷のおそれがある設計基準事故を超える事故の発生を想定し、炉心の著しい損傷に至るのを防止するための適切な措置を講じなければならない、としている。それで、事故シナリオをまず考えなければならないが、これはPWRとBWRに分けて、PWRとしては伊方のようなところであるけれども、規制委員会が定めた全交流電源喪失ほか7シナリオがあるが、それに加えて個別プラントの事故シナリオを求め、考慮する事故シナリオを洗い出す作業に使うということを求めている。これにより、炉心損傷の相対的なしやすさが分かると思う。いわば、設備等の弱点探しが可能になると考えている。また、今年の12月に施行する予定の総合安全評価制度というものがあるが、そこではPSAを活用して基準を超えた事業者の自主努力も考慮して、実際の安全性の説明と継続的改善がされているかどうかを判断するツールとしてPSAを求めている。	11/19	吉川

9-39	最先端の地球科学分野の一線の研究者はどの程度審査や助言に参画されているのか。自然災害に関わる気象や地殻変動などの学問分野の知識の最先端の進展を各種の原子力施設立地の安全性確保にどのように反映するのか。	国	原子力発電所の安全性に関係する外部事象の評価に当たっての基本的な姿勢であるが、これは最新の科学的・合理的な知見を取り入れつつ行うことにしている。それから今年の7月に施行された新規規制基準の検討についても、地震、地形、津波などの多様な分野の専門家を含めた検討チームを設けて、最新の知見を取り入れた基準を策定した。新しい規制基準に基づく原子力発電所の審査に当たっても外部の専門家の意見を求めるなど、最新の科学的・合理的な知見を取り入れつつ、審査を進めているところである。	11/19	吉川
9-40	PSA(確率論的安全評価)はこれまでも事業者において評価されてきたが、公表されていない。評価結果ではなく、共通要因とヒューマンファクター等の中身が重要であり、公開で議論してもらいたい。	国	現在の審査会合は、PSAの結果に関する議論も含めて公開で行われている。	11/19	吉川
9-41	もう少し地元の理解に繋がるような説明のやり方というのを考えていただきたい。	四電	今後のこういう場でどのように説明していくか、先生方のご理解をいただくためにどう説明していくかということについて、次回以降検討し、ご理解がいただけるように資料の構成および説明の仕方を工夫してまいりたい。	1/28	渡邊
9-42	作業員の被ばく防止についてはどのように対応しているか。 今後、アクシデントマネジメント対策について、必要なより良い資機材等を導入していくと思うが、その場合に設置許可申請等の変更を行っていくのか。	四電	作業員の被ばく防止については、可能な限り被ばくを低減できるよう、中央制御室あるいは宿直室等に放射線防護具を保管して、それを現場のほうに持って行く運用としている。また、敷地内の線量とかについても監視できるよう、可搬式放射線測定装置等も設置するようにしている。 今後のアクシデントマネジメント対策についても、採用する場合は、それが設置許可申請書での変更手続きが必要ということになれば、適宜変更する必要があるかと考えている。なお、設置変更許可申請書にかからないような装置あるいは手順の改善等は、常日頃より改善していくこととしている。	1/28	奈良林
				1/28	望月

9-43	1月28日に実施した訓練について、抽出された課題やその改善内容について、報告すること。	四電	平成26年1月28日の現地調査時に実施した訓練について、実施した後に当社として要改善事項を抽出し、その対応を検討した。現在速やかに対応を進めているところである。具体的な内容は別紙4にまとめている。	1/28	宇根崎
9-44	原子力規制委員会の出した数値安全目標について、中国のような最近原子力開発を活発化している国のほうが高い数値安全目標としていると考えるがどうか。IAEAなど最新の国際動向に沿って行く必要があると考えるがどうか。	国	日本の掲げている目標は、規制委員会が国として定める安全目標である。また、日本と他の国との関係であるが、確率の考え方の詳細が不明なので比較できるものでない。中国の数値がどのようなデータのものかわからないので、差があると言われても判断できない。また、最新の炉に対する個別の目標について、議論しているわけではなく、国の安全目標をしめしたものである。	3/17	吉川
9-45	原子炉主任技術者の事故時のマネジメントへの積極的関与を国が要求するのであれば、原子炉主任技術者等の試験制度の見直しはどのように考えているのか。	国	原子炉主任技術者国家試験の今後のあり方について、原子力人材育成センター(原子力規制庁)が中心となって勉強を始めたところである。なお、今年より、シビアアクシデント対策についても試験項目として追加した。	3/17	吉川
9-46	海外原発の安全技術者と日本の原子炉主任技術者では、事故時の権限や役割に違いがある。原子力事業界全体として、「安全技術者」のような海外の良いところを取り入れていくべきと考えるがどうか。	四電	当社としては、中央制御室で指揮を執る当直長、副当直長等の運転員が確実に事故時対応等の役割を果たせるものと考えている。今後も常に海外の最新の情報を取り入れて行き、さらに安全性の向上につながると考えられる事項については、取り入れて行きたいと考えている。	3/17	吉川

竜巻に対する機器の裕度リスト

○設備

評価対象施設	評価部位	発生値 (MPa)	許容値 (MPa)	裕度
海水ポンプ	外扇カバー取付ボルト	51	153	3
補助給水タンク	胴板	18	235	13.1
重油タンク	胴板	222	231	1.04
配管（弁）	配管	148.9	174	1.2
ろ過装置（海水ストレーナ）	胴板	31	236	7.6
格納容器排気筒（屋外）	丸ダクト鋼板	0.1	0.9	9
津波監視設備（海面監視カメラ）	据付面取付ボルト	11	153	13.9
津波監視設備（海水ピット水位計）	保護カバー取付ボルト	45	153	3.4
換気空調角ダクト（屋内）	角ダクト鋼板	146.8	189	1.3
換気空調丸ダクト（屋内）	丸ダクト鋼板	1.6	5.9	3.7
換気空調ダンパ	ダンパ羽根部	151	217	1.44
アニュラス全量排気弁	弁体	89	9807	110
ディーゼル発電機室給気ファン	ファンケーシング	1	240	240
主蒸気逃がし弁（消音器）	支持脚	23.3	245	10.5
主蒸気安全弁（排出管）	排出管	54.2	182	3.4
タービン動補助給水ポンプ （蒸気大気放出管）	放出管	33	182	5.5
非常用ディーゼル発電機（消音器）	据付面取付ボルト	100	153	1.5

○建屋

評価対象施設	評価部位	設計竜巻荷重 (kN)	評価基準値 (kN)	裕度
原子炉建屋（R/B）	鉄骨部（燃料取扱棟）	11,292	28,504	2.5
原子炉補助建屋（A/B）	鉄筋コンクリート部	12,161	248,696	20.4

注) 評価対象施設の評価部位のうち、最小の裕度となるものを記載

設計竜巻に対する設備（系統・機器）の構造健全性確認（詳細）

1. 構造健全性の確認

評価対象設備の発生応力が許容応力値未満であること等により設備の構造健全性を確認する。具体的な評価対象施設及び確認手順を以下に示す。（添付資料 1～4）

(1) 評価対象施設

竜巻防護施設（外殻となる施設等による防護機能が確認された竜巻防護施設を除く）および竜巻防護施設に波及的影響を及ぼし得る施設（別紙－1の設備リスト参照）

(2) 評価荷重の設定

a. 設計竜巻による荷重

(a) 設計竜巻の特性値

評価に用いる竜巻の速度は、設計竜巻の風速100m/sを用いることとする。

表1.1に設計竜巻の特性値（ $V_D=100\text{m/s}$ ）を示す。

表1.1 設計竜巻の特性値（ $V_D=100\text{m/s}$ ）

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

(b) 設計竜巻による風圧力による荷重

設計竜巻の最大風速（ V_D ）による風圧力（ P_D ）はガイドに従い①式により算定する。

$$W_w = P_D = q \cdot G \cdot C \cdot A \quad \dots \textcircled{1}$$

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

(c) 設定設計竜巻における気圧低下によって生じる評価対象施設内外の気圧差による荷重

設計竜巻による評価対象施設内外の気圧差による圧力は、最大気圧低下量 (ΔP_{max}) に基づき設定する。

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

ΔP_{max} : 最大気圧低下量

A : 施設の受圧面積

なお、大気に開放されている設備は内外の気圧の変化がないことから気圧差は考慮しない。

(d) 設計飛来物の諸元

表1.2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、質量を保守的に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1.2 設計飛来物の諸元 ($V_D = 100\text{m/s}$)

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
本評価	最大水平速度 (m/s)	49	57	47
	最大鉛直速度 (m/s)	33	38	32
	運動エネルギー (kJ)	11 ^{※1}	226 ^{※1}	2,210
	運動エネルギー (鉛直) (kJ)	5 ^{※2}	98 ^{※2}	1,024
想定飛来物 選定時に算 定した値	最大水平速度 (m/s)	48	53	47
	最大鉛直速度 (m/s)	32	36	32
	運動エネルギー (水平) (kJ)	10	190	2,210
	運動エネルギー (鉛直) (kJ)	5	88	1,024

※1 : ガイドの参考文献 (3) に記載されている値。

※2 : 最大鉛直速度より算出した値。

(e) 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。

$$W_{T1} = W_P$$
$$W_{T2} = W_W + 0.5 \cdot W_P + W_M$$

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。

(添付資料1)

b. 設計竜巻荷重と組み合わせる荷重の設定

設計竜巻荷重と組み合わせる荷重は、以下のとおりとする。

(a) 常時作用する荷重、運転時荷重

評価対象施設に常時作用する荷重を適切に組み合わせる。

(3) 許容応力又は評価の考え方

a. 竜巻防護施設

本評価における許容応力については、ガイドの4.4.3(2)①項に従い、JEAG4601-1987等に基づき評価する。また、施設のクラス分類については、JSME設計建設規格による。

b. 竜巻防護施設に波及的影響を及ぼし得る施設

本評価における許容応力については、ガイドの4.4.3(2)①項に従い、JEAG4601-1987等に基づき評価する。また、施設のクラス分類については、JSME設計建設規格による。

ただし、JEAG4601-1987等に規定されていないものは弾性範囲に収まるよう、降伏応力(S_y)を許容応力とする。また、弁については、設計圧力と竜巻による気圧差に対する構造強度上の裕度を確認する。

(4) 確認手順

評価対象設備の構造健全性の確認にあたっては、添付資料2の確認フローに基づき以下のとおり実施する。

a. 設計飛来物による貫通評価 (STEP1)

設計竜巻に対して設計飛来物の貫通を生じないための貫通限界厚さと評価対象設備の最小板厚さを比較することとし、設計飛来物による貫通の有無を確認する。(添付資料3)

設計飛来物による貫通評価結果を添付資料4に示す。

b. 飛来物防護対策の検討 (設計飛来物の検証)

a. の結果に基づき、貫通が想定される場合は、評価対象設備の特徴も考慮し、設備、運用面からの対策を検討する。

竜巻防護対策設備の設計に際して、設計飛来物の検証を行い評価すべき飛来物の強度(衝撃力)評価を実施し、鋼製材の衝撃力を上回る飛来物については、固定化等により飛来物発生防止対策を講じる。

(添付資料5)

c. 飛来物防護対策を踏まえた構造健全性の確認 (STEP2)

b. の対策を考慮し、評価対象設備の特徴に従い、設計竜巻荷重の組み合わせを設定し、構造健全性の確認を実施する。

(添付資料6)

(5) 確認結果

設備(系統・機器)の構造健全性確認結果を添付資料6に示す。

各設備の発生応力が許容応力値未満であることなどにより、設備の健全性を確認できた。

2. 竜巻防護対策

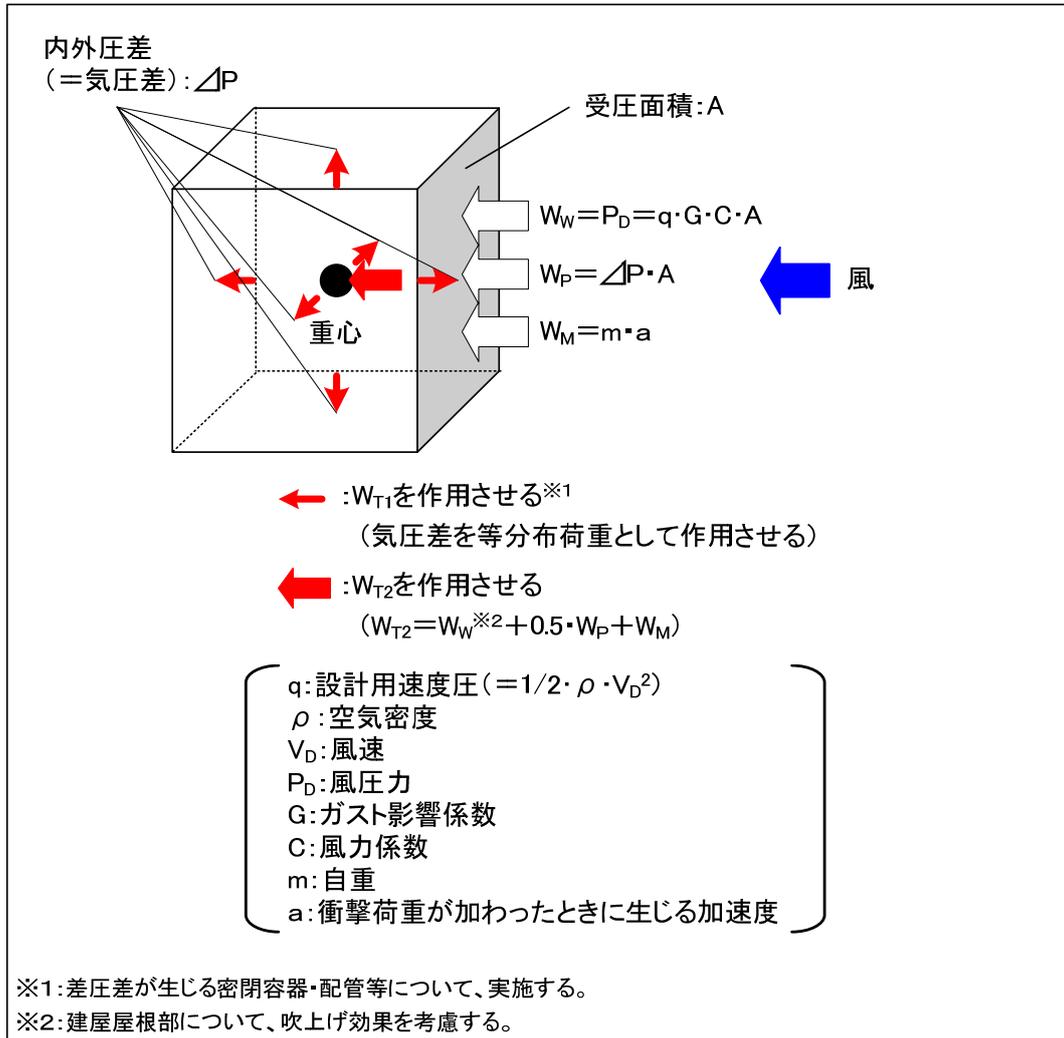
構造健全性確認のうち、貫通評価(STEP1)において貫通が想定される設備については、飛来物防護対策を講じることとする。

表2.1に竜巻防護対策設備と防護対策概要等を示す。

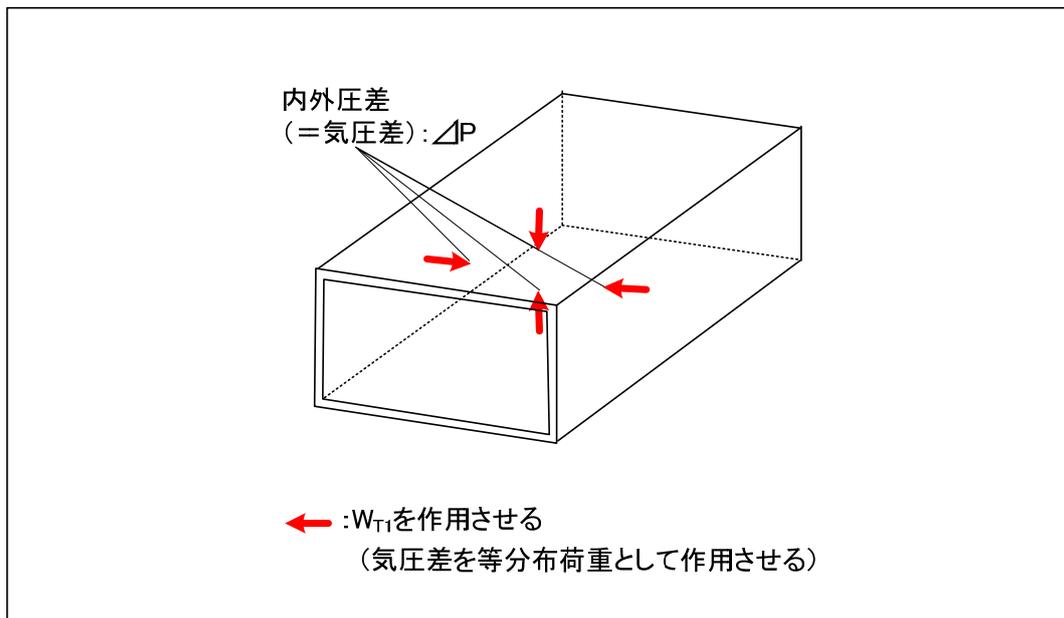
表 2.1 竜巻防護対策設備の防護対策概要等

竜巻防護対策設備	防護対策概要	防護目的
海水ポンプ	落石防護対策に使用されている防護金網及び防護板を設置する。	飛来物による影響
補助給水タンク	落石防護対策に使用されている防護金網及び防護板を設置する。	飛来物による影響
重油タンク	衝撃吸収が可能な防護材（アルミパイプ緩衝材を内装）を設置する。	飛来物による影響
配管（弁） [原子炉補機冷却海水系統、 補助給水系統]	落石防護対策に使用されている防護金網及び防護板を設置する。	飛来物による影響

設計竜巻荷重の組み合わせイメージ
屋外設備等(気圧差・風荷重・衝撃荷重を受ける施設)



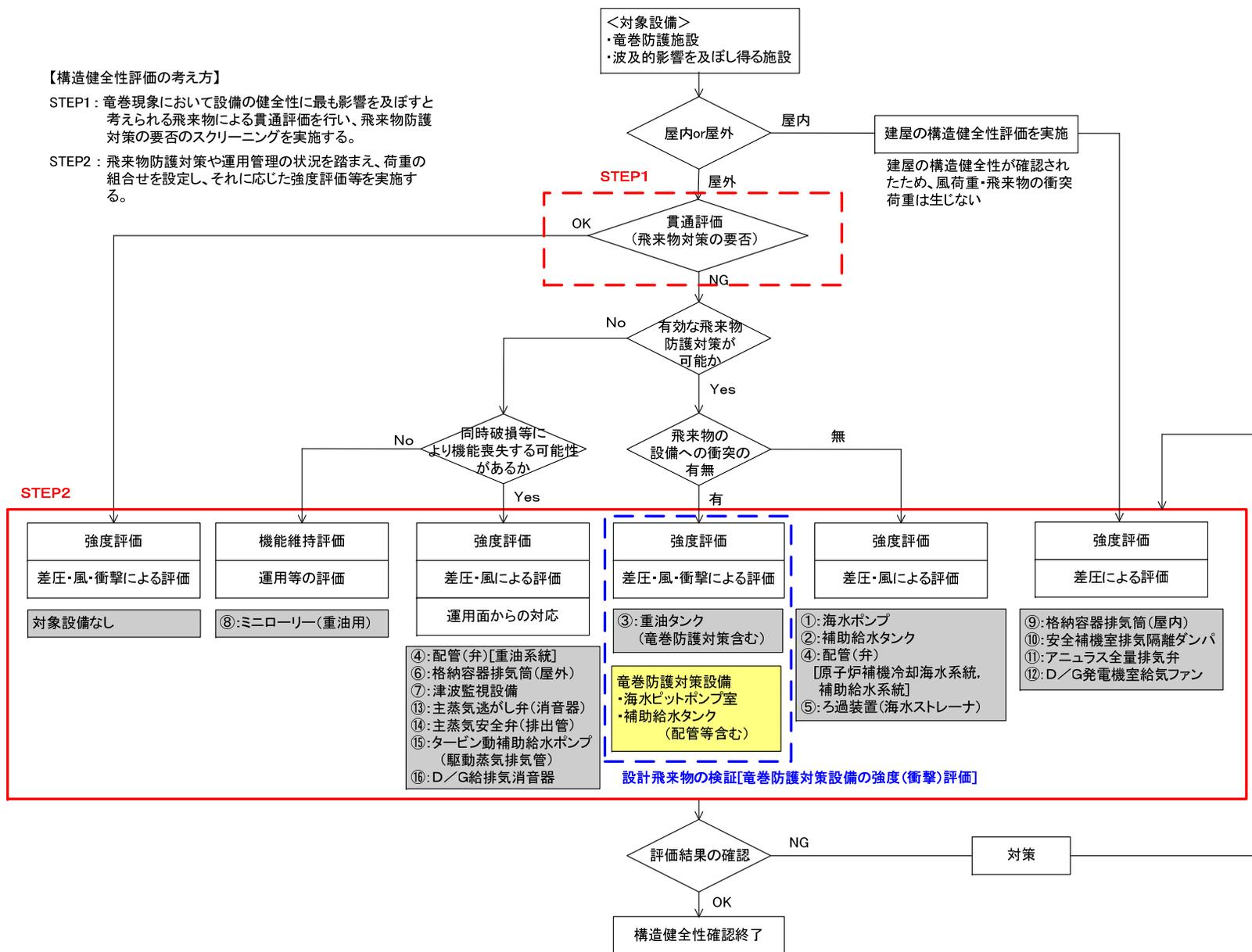
屋内設備等(気圧差のみを受ける施設)



【構造健全性評価の考え方】

STEP1：竜巻現象において設備の健全性に最も影響を及ぼすと考えられる飛来物による貫通評価を行い、飛来物防護対策の要否のスクリーニングを実施する。

STEP2：飛来物防護対策や運用管理の状況を踏まえ、荷重の組合せを設定し、それに応じた強度評価等を実施する。



設備（系統・機器）構造健全性確認フロー

設計飛来物による貫通評価要領

1. 貫通評価

設計竜巻に対して、設計飛来物の貫通を生じないための貫通限界厚さと評価対象設備の最小板厚を比較することで、飛来物による貫通の有無を確認する。

2. 貫通限界厚さの算出

設計飛来物が設備（鋼板部分）に衝突した場合の貫通限界厚さは①式（BRL式^{*1}）を用いて貫通力がある棒状物の鋼製パイプ及び鋼製材の貫通厚さを求める。

設計飛来物による鋼板の貫通限界厚さの算出結果を表 1 に示す。

$$T^{3/2} = \frac{0.5MV^2}{17400K^2 d^{3/2}} \dots \textcircled{1}$$

T：鋼板貫通限界厚さ（in）

M：ミサイル質量（lb・s²/ft）

V：ミサイル速度（ft/s）

d：ミサイル直径（in）

K：鋼板の材質に関する係数（≒ 1）

※ 1：ISES7607-3「軽水炉構造機器の衝撃荷重に関する調査 その3 ミサイルの衝突による構造壁の損傷に関する評価式の比較検討」（高温構造安全技術研究組合）」

「タービンミサイル評価について（昭和52年7月20日 原子炉安全専門審査会）」の中で、鋼板に対する貫通厚さの算出式に使用されている。

表 1 飛来物による鋼板の貫通評価結果

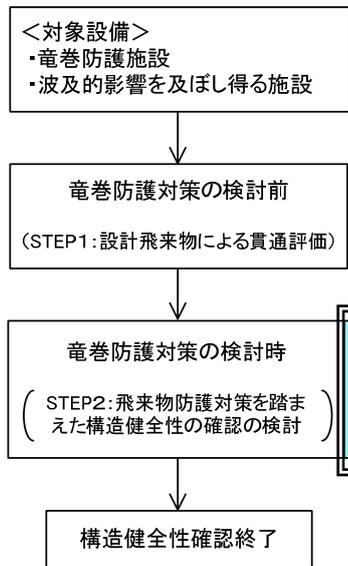
設計飛来物	鋼製パイプ	鋼製材
サイズ (m)	長さ×直径 2×0.05	長さ×幅×奥行き 4.2×0.3×0.2
質量(kg)	8.4	135
貫通限界厚さ（水平） (mm)	18	37
貫通限界厚さ（鉛直） (mm)	11	22

設備（系統・機器）に関する設計飛来物に対する構造健全性の確認（STEP 1～飛来物防護対策）

	評価対象	屋内or屋外	STEP 1：貫通評価		飛来物防護対策			STEP 2におけるW _M の考慮	
			耐圧部等の板厚 t	評価結果 t > 37mm	設備対策		運用面からの対策		
					防護方法	設備への衝突			
竜巻防護施設	①	海水ポンプ	屋外	3.2	NG	防護金網, 板	なし	—	×
	②	補助給水タンク	屋外	6.0	NG	防護金網, 板	なし	—	×
	③	重油タンク	屋外	25.0	NG	防護材	あり	—	○
	④	配管（弁） [原子炉補機冷却海水系統, 補助給水系統]	屋外	9.5	NG	防護金網, 板	なし	—	×
		配管（弁）[重油系統]	屋外	3.9	NG	—	—	損傷時はミニローリー（重油用）による燃料輸送を実施	×
	⑤	ろ過装置（海水ストレーナ）	屋外	14.0	NG	防護金網, 板	なし	—	×
	⑥	格納容器排気筒（屋外）	屋外	2.0	NG	—	—	損傷時はプラント停止し補修実施	×
	⑦	津波監視設備	屋外	数ミリ	NG	—	—	損傷時の予備品による早期復旧可能	×
⑧	ミニローリー（重油用）	屋外	数ミリ	NG	—	—	分散配置による健全性確保	×	
竜巻防護施設 及ぼし得る波及的影響を	⑨	換気空調設備（ダクト）	屋内	—	—	—	—	—	×
	⑩	換気空調設備（ダンパ）	屋内	—	—	—	—	—	×
	⑪	換気空調設備（弁）	屋内	—	—	—	—	—	×
	⑫	換気空調設備（ファン）	屋内	—	—	—	—	—	×
	⑬	主蒸気逃がし弁（消音器）	屋外	8.4	NG	—	—	・保安規定に則った措置を実施 ・上記と平行して補修を実施	×
	⑭	主蒸気安全弁（排出管）	屋外	9.5	NG	—	—		×
	⑮	タービン動補助給水ポンプ 蒸気大気放出管	屋外	7.8	NG	—	—		×
	⑯	非常用ディーゼル発電機 （吸気消音器、排気消音器）	屋外	2.3	NG	—	—		×

設計飛来物の検証

- 設計飛来物の選定にあたっては、運動エネルギーと断面積を指標として代表飛来物に包含される物品を集約し、鋼製パイプ、鋼製材及び乗用車を設計に用いる代表飛来物として選定した。
- この選定過程において、運動エネルギーが同等な場合は貫通力の観点から、代表飛来物を選定している。具体的には、鋼製材と敷き鉄板を比較し、鋼製材が敷き鉄板の貫通力を上回るため、鋼製材を代表飛来物とした。
- 一方、構造健全性評価に用いる衝撃力については、防護対策によって異なるため、対策が固まった段階にて、上記設計飛来物の妥当性を確認する必要がある。(図 1)
- 変形し難い飛来物が衝突する場合、高い衝撃力を与えることから、代表飛来物の鋼製材に加え、鋼製かつ稠密構造の飛来物を選定し、防護対策として使用する金網（海水ピットポンプ室、補助給水タンク）と衝撃吸収材（重油タンク）に対する衝撃力を評価した。（表 1）
- 敷き鉄板、チェッカープレートの一部が鋼製材の衝撃力を上回ったため、合理的な防護対策を実施する観点から、鋼製材の衝撃力を上回る物品については、固定化等により飛来物発生防止対策を講じることとする。
- 従って、構造健全性評価は、代表飛来物である鋼製材（鋼製パイプを包含）、乗用車を対象として実施する。



設備（系統・機器）の構造健全性の確認フロー（概略）

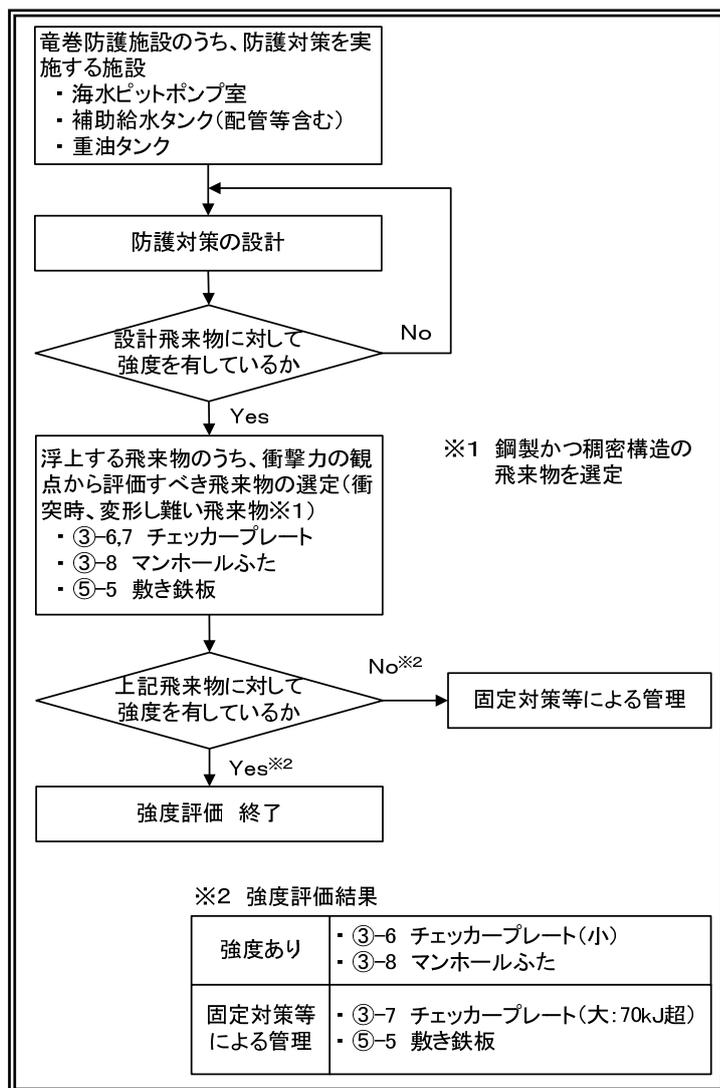


図1 竜巻防護対策設備の強度評価フロー

表1 各飛来物の強度（衝撃力）評価結果

飛来物	鋼製材 (4.3m×0.3m×0.2m) ^{※1} 135kg 190kJ, 85kJ	敷き鉄板 (1.5m×0.8m×0.02m) 188kg 190kJ, 85kJ	チェッカープレート(大) (2.0m×1.0m×0.006m) 94kg 157kJ, 70kJ	マンホール (0.6m×0.6m×0.05m) 78kg 70kJ, 32kJ	許容値 (判断基準)
防護金網(鉛直方向防護) (海水ピットポンプ室エリア)	1交点当たりの衝撃力[kN]				16.18 (kN)
	10.9	11.9	8.30	7.50	
	○	○	○	○	
重油タンク (水平方向エネルギー)	加速度[G] ^{※2}				1.68 (G)
	1.68	3.86	2.08 ^{※3}	0.55	
	○	×	×	○	

※1: 寸法:長さ×幅×奥行き
重量
運動エネルギー:水平方向、鉛直方向

※2: 各飛来物が重油タンクに衝突した時、重油タンクが受ける加速度

※3: チェッカープレート(小)の寸法が1.0m×1.0m×0.006m、質量47kgで運動エネルギーが78kJ(水平方向)の場合、重油タンクに加わる加速度は1.63Gとなり、鋼製材に含まれる。
このことから、70kJを超えるチェッカープレートについては固定等の対策を取ることとした。

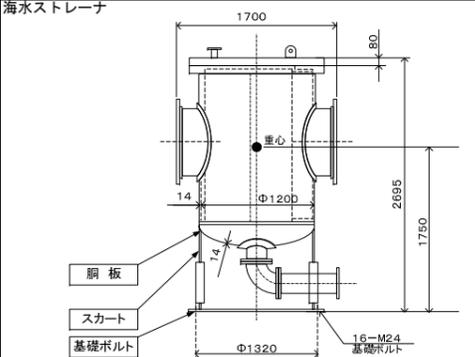
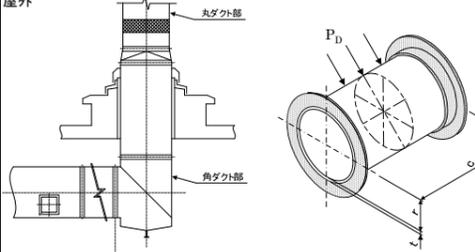
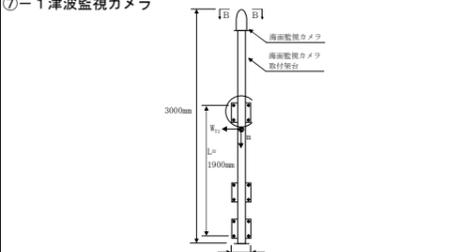
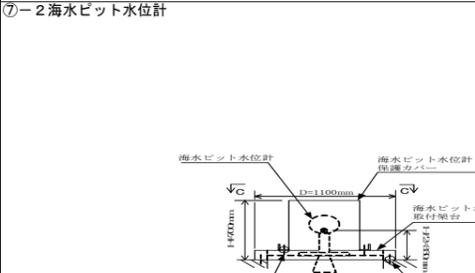
飛来物防護対策を踏まえた構造健全性の確認 (STEP 2 評価条件) (1/6)

	評価対象設備		STEP 2								許容値	
			W _W 、W _M の選定			W _P の選定	複合荷重の選定					
			屋外or屋内	W _W の有無	W _M の有無	W _P の有無	W _{T1} =W _P	W _{T2} =W _W	W _{T2} =W _W +0.5W _P	W _{T2} =W _W +0.5W _P +W _M		
竜巻防護施設	① 海水ポンプ	①-1 ポンプ	屋外	○	×	○	×	×	○※1	×	Ⅲ _A Sの許容値 (弾性範囲に留まり得る許容応力)	
		①-2 モータ	屋外	○	×	○	×	×	○※1	×		
	② 補助給水タンク		屋外	○	×	○	×	×	○※1	×		
	③ 重油タンク		屋外	○	○	○	×	×	×	○※1		
	④ 配管 (弁)	原子炉補機冷却海水系統 補助給水系統	屋外	○	×	○	○	×	○	○		×
		重油系統	屋外	○	×	×	×	○	×	×		×
	⑤ ろ過装置	海水ストレーナ	屋外	○	×	○	○	×	○	○		×
	⑥ 格納容器排気筒	屋外	屋外	○	×	×	×	○	×	×		×
⑦ 津波監視設備	⑦-1 津波監視カメラ	屋外	○	×	×	×	○	×	×	×		
	⑦-2 海水ピット水位計	屋外	○	×	×	×	○	×	×	×		
⑧ ミニローリー (重油用)		屋外	※2									
波及的影響を及ぼし得る施設	⑨ 格納容器排気筒	屋内	屋内	×	×	○	○	×	×	×	Ⅲ _A S相当の許容値 (弾性範囲に留まり得る許容応力)	
	⑩ 安全補機室排気隔離ダンパ	ダンパ	屋内	×	×	○	○	×	×	×		
	⑪ アニュラス全量排気弁	弁	屋内	×	×	○	○	×	×	×		
	⑫ ディーゼル発電機室給気ファン	ファン	屋内	×	×	○	○	×	×	×		
	⑬ 主蒸気逃がし弁 (消音器)	消音器	屋外	○	×	×	×	○	×	×		
	⑭ 主蒸気安全弁 (排出管)	主蒸気安全弁 A, B, C (排出管)	屋外	○	×	×	×	○	×	×		
	⑮ タービン動補助給水ポンプ蒸気大気放出管		屋外	○	×	×	×	○	×	×		
	⑯ 非常用ディーゼル発電機 (吸気消音器、排気消音器)	⑯-1 吸気消音器	屋外	○	×	×	×	○	×	×		×
⑯-2 排気消音器		屋外	○	×	×	×	○	×	×	×		

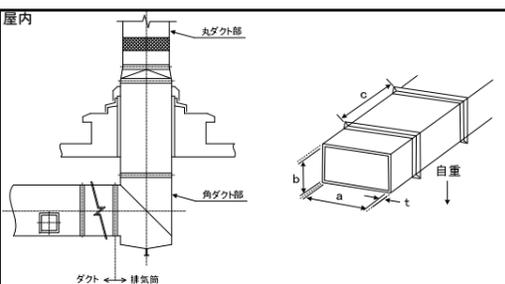
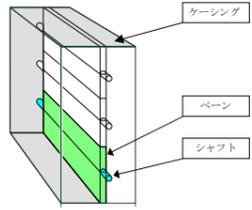
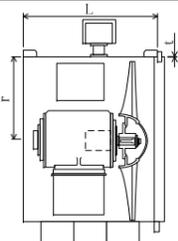
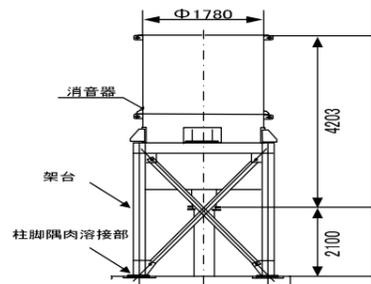
※1：構造から考え、屋外大気開放タンク等は、気圧差が生じ難いため複合荷重の選定において、W_{T2}としては気圧差を考慮するが、W_{T1}の評価は実施しない。

※2：ミニローリー (重油用) については、分散配置により竜巻に対しても確実に燃料輸送が可能であることを確認するため、強度評価は実施しない。

飛来物防護対策を踏まえた構造健全性の確認 (STEP 2 評価条件) (3/6)

	評価対象設備	評価部位	評価部位選定の理由	荷重のかけ方		評価項目							備考	
				W_{T1} による評価	W_{T2} による評価	引張	せん断	圧縮	曲げ	支圧	組合せ	座屈		
竜巻防護施設	⑤ ろ過装置	海水ストレーナ 	A部 胴板 B部 スカート C部 基礎ボルト 耐震評価と同じ部位を選定	密閉容器であり、気圧差を生じるため、 W_{T1} を評価する。また、自重、最高使用圧力についても胴板の応力として作用するため、考慮する。	W_{T2} を水平荷重として、水平方向地震荷重の代わりに重心に作用させる。自重、最高使用圧力についても、胴板等の応力として作用するため、考慮する。	耐震評価項目と同じ (評価項目の詳細は、別紙参照)								
	⑥ 格納容器排気筒	屋外 	丸ダクト鋼板 耐震評価と同じ部位を選定 薄肉鋼板のため、風荷重を受け場合、最も弱い部位を選定	大気と通じることを目的とした大気開放設備であり、気圧差を生じないため、 W_{T1} は評価しない。	水平荷重として、 W_{T2} 、自重を等分布荷重として作用させる。								○	ダクト鋼板には、竜巻により、座屈が生じる
	⑦ 津波監視設備	⑦-1 津波監視カメラ 	A部 据付面取付ボルト 耐震評価部位のうち、風荷重を受け損傷した場合、監視機能を損なう部位を選定	大気に開放された設備であり、気圧差は生じないため、 W_{T1} は評価しない。	W_{T2} を水平荷重として、重心に作用させる。自重についても、ボルトを引張る力として作用するため、考慮する。	○	○						○	
		⑦-2 海水ピット水位計 	A部 据付面取付ボルト B部 保護カバー取付ボルト			○	○						○	ボルトには、自重・竜巻により引張とせん断が生じる
	⑧ ミニローリー (重油用)													竜巻に対して確実に燃料輸送が可能であることを運用等の観点から評価する。

飛来物防護対策を踏まえた構造健全性の確認 (STEP 2 評価条件) (4/6)

	評価対象設備	評価部位	評価部位選定の理由	荷重のかけ方		評価項目							備考				
				W_{T1} による評価	W_{T2} による評価	引張	せん断	圧縮	曲げ	支圧	組合せ	座屈					
波及的影響を及ぼし得る施設	⑨ 格納容器排気筒	屋内 	角ダクト鋼板	気圧差荷重による評価であるため、気圧差を受けた場合、最も弱い薄肉鋼板部位を選定	屋内とダクト内の差圧（気圧差）が発生するため、 W_{T1} の評価を実施する。 W_{T1} 、自重を等分布荷重として作用させる。	屋内設備のため、 W_{T2} は生じない。					○				○	ダクト鋼板には、気圧差により、座屈が生じる	
	⑩ 安全補機室排気隔離ダンパ		ケーシング	気圧差荷重による評価であるため、気圧差を受けた場合、その荷重を受ける部位を選定	ダンパ前後に屋内と大気圧の気圧差が発生するため、 W_{T1} の評価を実施する。 W_{T1} 、自重を等分布荷重として作用させる。	屋内設備のため、 W_{T2} は生じない。						○					ケーシングには、気圧差・自重により、曲げが生じる
			ベーン									○					ベーンには、気圧差・自重により、曲げが生じる
			シャフト								○						ベーンシャフトには、気圧差・自重により、せん断が生じる
	⑪ アニユラス全量排気弁	弁	弁体	気圧差荷重による評価であるため、気圧差を受けた場合、その荷重を受ける部位を選定	弁前後に屋内と大気圧の気圧差が生じるため、 W_{T1} の評価を実施する。 $W_{T1} = W_p$ と設計圧力を比較する。	屋内設備のため、 W_{T2} は生じない。								—		設計圧力と気圧差荷重との比較にて評価	
⑫ ディーゼル発電機室給気ファン	ファン		ケーシング	気圧差荷重による評価であるため、気圧差を受けた場合、その荷重を受ける部位を選定	保守的にファンケーシングの内外にて差圧（気圧差）が生じると仮定し、 W_{T1} の評価を実施する。 W_{T1} を等分布荷重として作用させる。	屋内設備のため、 W_{T2} は生じない。	○									ファンケーシングには、気圧差により、引張が生じる別途、動的機能維持についても確認を実施	
⑬ 主蒸気逃がし弁（消音器）	消音器		柱脚隅肉溶接部	風荷重を受ける部分のうち、構造不連続で弱い部位を選定	大気と通じることを目的とした大気開放設備であり、気圧差を生じないため、 W_{T1} は評価しない。	W_{T2} を水平荷重として、重心に作用させる。ただし、自重については安全側に考慮しない。	○	○							○	柱脚隅肉溶接部には、竜巻により引張・せん断が生じる	

飛来物防護対策を踏まえた構造健全性の確認 (STEP2 評価条件) (6 / 6)

評価対象設備		評価部位	自重 D		圧力 P		荷重の組合せ ^{※1}		
			考慮有無	自重を考慮しない理由	考慮有無	圧力を考慮しない理由	W ₁₁ 側の評価	W ₁₂ 側の評価	W ₁₂ 側の評価における0.5W _F の考慮
①-1	海水ポンプ	電動機取合ボルト	×	安定モード(自重)を考慮しない保守的な評価としたため	×	運転圧力の影響を受けないため	-	(W _F , 0.5W _F)	
		電動機支え台取合ボルト							
		据付面取合ボルト							
		据付面基礎ボルト							
	軸受冷却水非常用タンク固定ボルト								
①-2	海水ポンプモータ	端子箱取付ボルト	○	安定モード(自重)を考慮しない保守的な評価としたため	×	運転圧力の影響を受けないため	-	(D, W _F , 0.5W _F)	W _F と同じ方向に気圧差が生じるとは考え難いが、比較的設備の規模が大きいため、保守的に外荷重として0.5W _F を考慮する
		空気冷却器取付ボルト	×						
		外扇カバー取付ボルト	×						
②	補助給水タンク	胴板	○		×	大気に開放された設備であるため	-	(D, W _F , 0.5W _F)	
		基礎ボルト	○		×	運転圧力の影響を受けないため	-	(D, W _F , 0.5W _F)	
③	重油タンク	胴板	○		×	大気に開放された設備であるため	-	(D, W _F , 0.5W _F , W _D)	
		支持脚		×	運転圧力の影響を受けないため	-	(D, W _F , 0.5W _F , W _D)		
		基礎ボルト		×	運転圧力の影響を受けないため	-	(D, W _F , 0.5W _F , W _D)		
④	配管(弁) [原子炉補機冷却海水系統, 補助給水系統]	管	○		○		(D, P, W _F)	(D, P, W _F , 0.5W _F)	W _F と同じ方向に気圧差が生じるとは考え難いが、密閉物であることに鑑み、保守的に内圧として0.5W _F を考慮する
	配管(弁) [重油系統]			×	大気に開放された設備であるため	-	(D, P, W _F)	W _F と同じ方向に気圧差が生じるとは考え難く、密閉物でもないため0.5W _F は考慮しない	
⑤	ろ過装置(海水ストレーナ)	胴板	○		○		(D, P, W _F)	(D, P, W _F , 0.5W _F)	W _F と同じ方向に気圧差が生じるとは考え難いが、比較的設備の規模が大きいため、保守的に外荷重として0.5W _F を考慮する。
		スカート		×	運転圧力の影響を受けないため	(D)	(D, W _F , 0.5W _F)		
		基礎ボルト		×	運転圧力の影響を受けないため	(D)	(D, W _F , 0.5W _F)		
⑥	格納容器排気筒(屋外)	丸ダクト鋼板	○		×	大気に開放された設備であるため	-	(D, W _F)	W _F と同じ方向に気圧差が生じるとは考え難く、密閉物でもないため0.5W _F は考慮しない
⑦-1	津波監視カメラ	据付面取付ボルト	○		×	運転圧力の影響を受けないため	-	(D, W _F)	
⑦-2	海水ビット水位計	据付面取付ボルト	○		×	運転圧力の影響を受けないため	-	(D, W _F)	
⑧	ミニローリー	竜巻に対して確実に燃料輸送が可能となる評価を別途実施							
⑨	格納容器排気筒(屋内)	角ダクト鋼板	○		×	大気に開放された設備であるため	(D, W _F)	-	-
⑩	安全補機室排気隔離ダンパ	ケーシング	○		×	内外気圧差がかかる状態として、ダンパ閉(ワン停止)状態での評価としたため	(D, W _F)	-	-
		ベーン	○						
		シャフト	○						
⑪	アニュラス全量排気弁	弁	×	弁前後の気圧差に対する評価であり、自重が有意に作用することはないため	×	内外気圧差がかかる状態として、弁閉(ファン停止)状態での評価としたため	(W _F)	-	-
⑫	ディーゼル発電機室給気ファン	ケーシング	×	ケーシング内外の気圧差に対する評価であり、ケーシングの支持方法から、自重が有意に作用することもないため	×	保守的に、竜巻による負圧すべてが、ケーシング内外差圧として作用するとして評価としたため	(W _F)	-	-
⑬	主蒸気逃がし弁(消音器)	支持脚	×	安定モード(自重)を考慮しない保守的な評価としたため	×	運転圧力の影響を受けないため	-	(W _F)	W _F と同じ方向に気圧差が生じるとは考え難く、密閉物でもないため0.5W _F は考慮しない
⑭	主蒸気安全弁(排出管)	管	×	竜巻荷重が作用する方向と異なるため	×	大気に開放された設備であるため	-	(W _F)	
⑮	タービン動補助給水ポンプ(蒸気大気放出管)	管	○		×	大気に開放された設備であるため	-	(D, W _F)	
⑯-1	非常用ディーゼル発電機(吸気消音器)	据付面取付ボルト	○		×	運転圧力の影響を受けないため	-	(D, W _F)	
⑯-2	非常用ディーゼル発電機(排気消音器)	据付面取付ボルト	○		×	運転圧力の影響を受けないため	-	(D, W _F)	

※1 : D : 自重、P : 圧力、W_F : 気圧差による荷重、W_D : 風圧力による荷重

評価結果一覧

番号	評価対象施設	複合荷重 ^{※1}		詳細評価
		W _{T1}	W _{T2}	
①	海水ポンプ	—	○	別紙-1
②	補助給水タンク	—	○	別紙-2
③	重油タンク	—	○	別紙-3
④	配管（弁） [原子炉補機冷却海水系統, 補助給水系統, 重油系統]	○ ^{※2}	○	別紙-4
⑤	ろ過装置（海水ストレーナ）	○	○	別紙-5
⑥	格納容器排気筒（屋外）	—	○	別紙-6
⑦	津波監視設備 （津波監視カメラ、 海水ピット水位計）	—	○	別紙-7
⑧	ミニローリー（重油用）	—	—	別紙-8
⑨	格納容器排気筒 （屋内）	○	—	別紙-9
⑩	安全補機室排気隔離ダンパ	○	—	別紙-10
⑪	アニュラス全量排気弁	○	—	別紙-11
⑫	ディーゼル発電機室給気ファン	○	—	別紙-12
⑬	主蒸気逃がし弁（消音器）	—	○	別紙-13
⑭	主蒸気安全弁（排出管）	—	○	別紙-14
⑮	タービン動補助給水ポンプ （蒸気大気放出管）	—	○	別紙-15
⑯	非常用ディーゼル発電機 （吸気消音器、排気消音器）	—	○	別紙-16

※1：「○」は評価に用いた複合荷重を示す。

※2：配管（弁）[重油系統]については、大気開放設備であるためW_{T1}の評価は実施しない。

竜巻影響評価結果①-1【海水ポンプ】

1. 概要

評価に用いる竜巻による風圧力による荷重 (W_w) および気圧差荷重 (W_p) を組み合わせた複合荷重 ($W_w + 0.5W_p$) に対して、海水ポンプの健全性が確保されることを確認した。

なお、海水ポンプは気圧差が生じ難い構造であるため、複合荷重の選定において、 W_{T2} としては、気圧差を考慮するが、 W_{T1} の評価は実施しない。

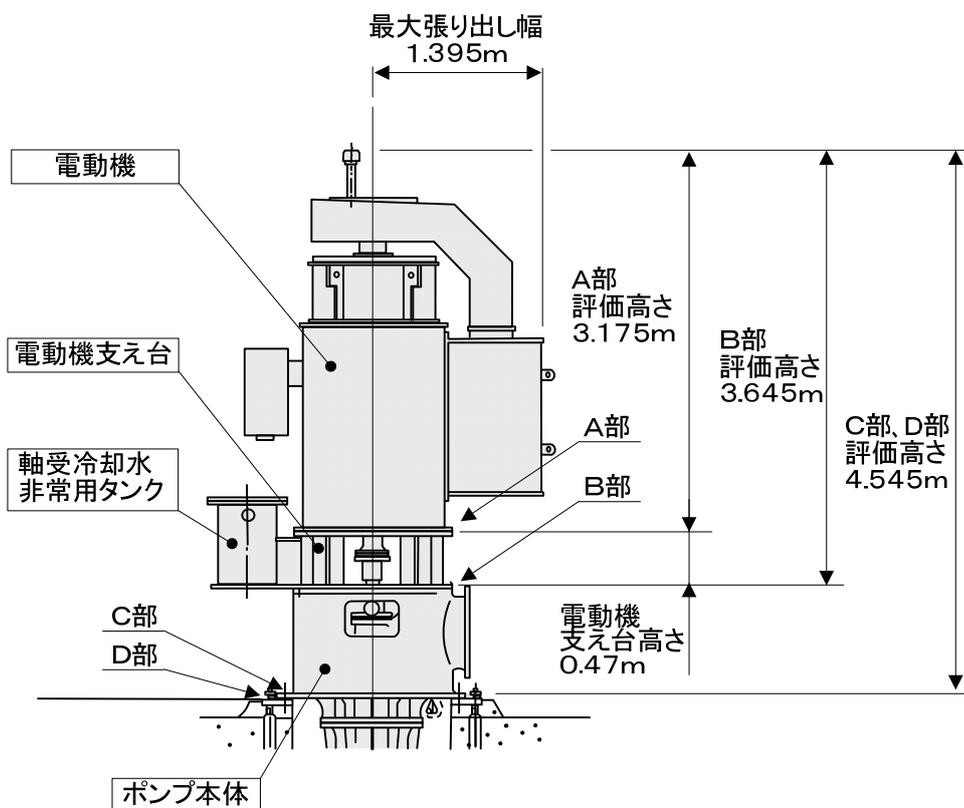


図1 海水ポンプ本体詳細図

評価部位		材質	寸法	本数
A部	電動機取合ボルト	SS400	M36	12
B部	電動機支え台取合ボルト	SS400	M36	16
C部	据付面取合ボルト	SUS304	M36	24
D部	据付面基礎ボルト	SUS304	M42	12

E 部：上下 3 本ずつのボルトで固定

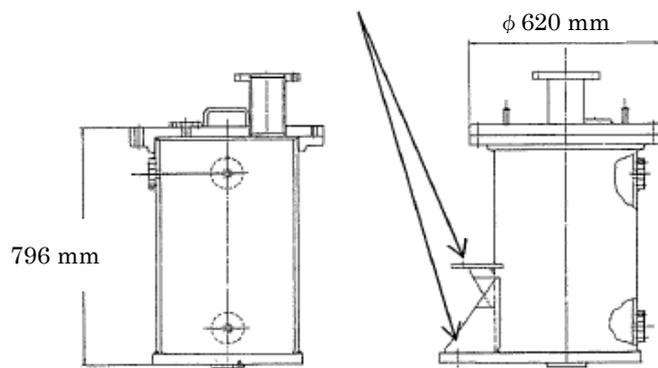


図 2 軸受冷却水非常用タンク詳細図

評価部位		材質	寸法	本数
E 部	軸受冷却水非常用タンク 固定ボルト	SS400	M16	3
			M30	3

2. 評価内容

(1) ポンプ本体

(a) 圧力荷重

竜巻による複合荷重を次の条件で算出する。

評価 部位	最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m ²)	ガスト 影響係数 $G※1$	風力 係数 $C※2$	空気密度 $\rho※3$ (kg/m ³)	受圧面積 $A※4$ (m ²)
A 部	100	8900	1	1.2	1.22	8.86
B 部						10.17
C 部						12.68
D 部						12.68

※1：原子力発電所の竜巻影響評価ガイド

※2：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）の「表 A6.16 部材の風力係数 C」より選択

※3：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）

※4：受圧面積 A は、ポンプ中心からの最大張り出し幅にそれぞれの評価部位の評価高さをかけたもの

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} を算出した結果を示す。

・風圧力 P_D

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

ここで、設計用速度圧 q は以下の式で求まる。

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

・複合荷重 W_{T2}

$$W_{T2} = W_w + 0.5 W_p + W_M$$

ここで、風圧力による荷重 W_w および気圧差による荷重 W_p は、以下の式で求まる。

$$W_w = P_D$$

$$W_p = \Delta P \cdot A$$

なお、飛来物による荷重 W_M については、飛来物防護対策を実施するため 0 とする。

評価 部位	設計用 速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P_D (N)	風圧力に よる荷重 W_w (N)	気圧差に よる荷重 W_p (N)	複合荷重 W_{T1} (N)	複合荷重 W_{T2} (N)
A 部	6100	64856	64856	78900	—	105000
B 部	6100	74445	74445	90600	—	120000
C 部	6100	92818	92818	113000	—	150000
D 部	6100	92818	92818	113000	—	150000

(b) 発生値

a. 複合荷重 W_{T2} による引張応力

複合荷重 W_{T2} により評価部位のボルトに生じる引張応力を以下のとおり求める。

- ・ 転倒モーメント M は次式により算出される。

$$M = W_{T2} \times \ell_g / 2$$

ここで、

ℓ_g : 各評価部位の評価高さ (m)

- ・ 図3より、転倒モーメント M 、各ボルトに発生する力 F_i 、各ボルト間距離 ℓ_i の関係式は次式となる。

$$M = 2 \sum_{i=1}^n F_i \cdot \ell_i$$

[$F_i / \ell_i = \text{一定}$]

- ・ 上式より、引張応力が最大となるボルト (位置 n) に発生する力 F_n は次式となる。

$$F_n = \frac{M}{2 \sum_{i=1}^n \ell_i^2} \ell_n$$

- ・ 以上より、複合荷重 W_{T2} により評価部位のボルトに生じる引張応力 σ_{bt} は以下の式にて求まる。

$$\sigma_{bt} = F_n / A_b$$

ここで、

A_b : ボルト断面積 (mm^2)

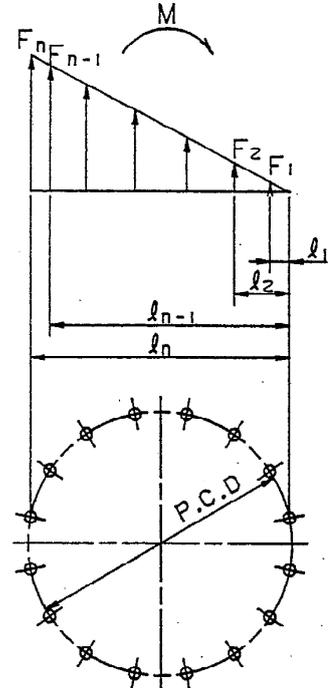


図3 ボルトに作用する転倒モーメント

各評価部位の $\sum_{i=1}^n l_i^2$ は以下のとおり。

評価部位	ボルト位置	l_i (mm)	$\sum_{i=1}^n l_i^2$
A部	1	127.9	2827155
	2	319.3	
	3	770.9	
	4	962.3	
	5	1090.2	
B部	1	93.3	4568681
	2	265.8	
	3	491.1	
	4	734.9	
	5	960.2	
	6	1132.7	
	7	1226.0	
C部	1	50.7	10010318
	2	148.6	
	3	287.0	
	4	456.6	
	5	645.7	
	6	841.5	
	7	1030.6	
	8	1200.2	
	9	1338.6	
	10	1436.5	
	11	1487.2	
D部	1	220.0	6212143
	2	601.0	
	3	1041.0	
	4	1422.1	
	5	1642.1	

b. 複合荷重 W_{T2} によるせん断応力

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} により評価部位のボルトに生じるせん断応力を求める。

$$\tau_b = W_{T2} / N / A_b$$

ここで、

N : ボルト本数 (本)

(2) 軸受冷却水非常用タンク

(a) 圧力荷重

竜巻による圧力荷重を次の条件で算出する。

評価部位	最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m ²)	ガスト 影響係数 $G \times 1$	風力 係数 $C \times 2$	空気密度 $\rho \times 3$ (kg/m ³)	受圧面積 $A \times 4$ (m ²)
E部	100	8900	1	1.2	1.22	0.50

※1：原子力発電所の竜巻影響評価ガイド

※2：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）の「表 A6.16 部材の風力係数 C」より選択

※3：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）

※4：受圧面積 A は、全高にフランジ外径をかけたもの

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} を算出した結果を示す。

・風圧力 P_D

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

ここで、設計用速度圧 q は以下の式で求まる。

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

・複合荷重 W_{T2}

$$W_{T2} = W_w + 0.5 W_p + W_M$$

ここで、風圧力による荷重 W_w および気圧差による荷重 W_p は、以下の式で求まる。

$$W_w = P_D$$

$$W_p = \Delta P \cdot A$$

なお、飛来物による荷重 W_M については、運用面等からの対策を実施するため 0 とする。

評価部位	設計用 速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P_D (N)	風圧力に よる荷重 W_w (N)	気圧差に よる荷重 W_p (N)	複合荷重 W_{T1} (N)	複合荷重 W_{T2} (N)
E部	6100	3660	3660	4450	—	5890

(b) 発生値

軸受冷却水非常用タンク固定ボルトは、上部 3 箇所 (M16)、下部 3 箇所 (M30) で垂直方向に固定しているが、保守的な評価として M16 で 6 箇所固定していることとし、評価する。

a. 複合荷重 W_{T2} によるせん断応力

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} により評価部位のボルトに生じるせん断応力を求める。

$$\tau_b = W_{T2} / N / A_b$$

(3) 許容値

許容値は、JEAG4601-1987 の支持構造物 (許容応力状態 III_AS) の規定に基づく。

種別	許容応力状態	許容応力		
		1 次応力		
		引張	せん断	せん断と引張の組合せ
支持構造物	III _A S	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$\text{Min}(1.4(1.5f_t) - 1.6\tau_b, 1.5f_t)$

記号の説明

記号	単位	説明
f_t	MPa	許容引張応力 支持構造物のボルト材に対して JSME S NC1 SSB-3131 (1) により規定される値
f_s	MPa	許容せん断応力 支持構造物のボルト材に対して JSME S NC1 SSB-3131 (2) により規定される値
τ_b	MPa	ボルトに作用するせん断応力

3. 評価結果

(1) ポンプ本体

評価部位		評価項目	発生値	許容値
A部	電動機取合ボルト	引張応力／ 組合せ応力	32 MPa	175 MPa
		せん断応力	9 MPa	135 MPa
B部	電動機支え台取合 ボルト	引張応力／ 組合せ応力	29 MPa	172 MPa
		せん断応力	8 MPa	132 MPa
C部	据付面取合ボルト	引張応力／ 組合せ応力	25 MPa	153 MPa
		せん断応力	7 MPa	117 MPa
D部	据付面基礎ボルト	引張応力／ 組合せ応力	33 MPa	153 MPa
		せん断応力	10 MPa	117 MPa

(2) 軸受冷却水非常用タンク

評価部位		評価項目	発生値	許容値
E部	軸受冷却水非常用 タンク固定ボルト	せん断応力	5 MPa	135 MPa

竜巻影響評価結果①-2【海水ポンプモータ】

1. 概要

評価に用いる竜巻による風圧力による荷重 (W_w) および気圧差荷重 (W_p) を組み合わせた複合荷重 ($W_w + 0.5W_p$) に対して、海水ポンプモータの健全性が確保されることを確認した。

評価部位は、評価上厳しくなる構造上の不連続部、つまり主要部材間（端子箱、空気冷却器、外扇カバー）の締結部品である取付ボルトを選定した。

なお、海水ポンプは気圧差が生じ難い構造であるため、複合荷重の選定において、 W_{T2} としては、気圧差を考慮するが、 W_{T1} の評価は実施しない。

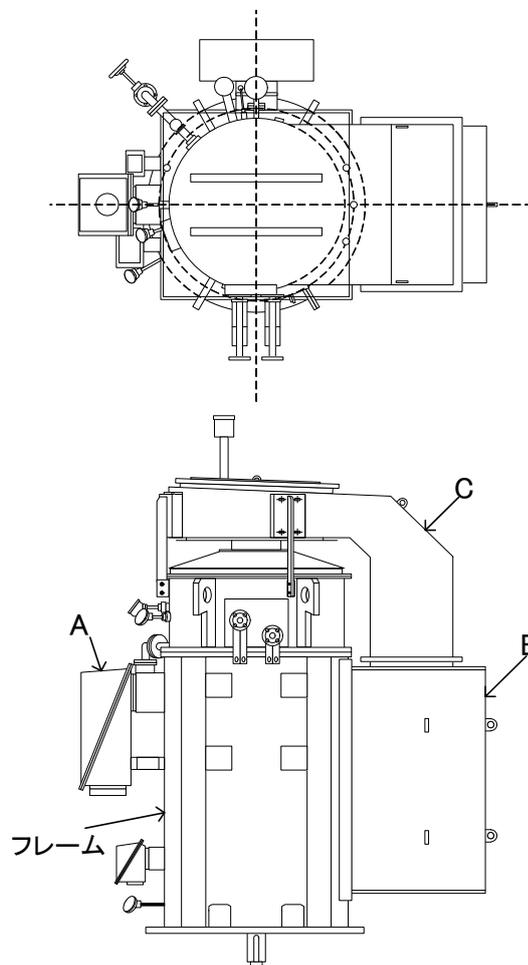


図1 海水ポンプモータ

評価部位		材質	寸法
A部	端子箱取付ボルト	SUS304	M12
B部	空気冷却器取付ボルト	SUS304	M12
C部	外扇カバー取付ボルト	SUS304	M12

表1 海水ポンプモータ評価部位

2. 評価内容

(1) 圧力荷重

竜巻による複合荷重を次の条件で算出する。

評価部位	最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m ²)	ガスト 影響係数 G ※1	風力 係数 C ※2	空気密度 ρ ※3 (kg/m ³)	受圧面積 A ※4 (m ²)
A部	100	8900	1	2.1	1.22	0.22
B部	100	8900	1	2.1	1.22	1.12
C部	100	8900	1	2.4	1.22	0.99

※1：原子力発電所の竜巻影響評価ガイド

※2：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）の「表 A6.16 部材の風力係数 C」より選択

※3：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）

※4：受圧面積 A は、図 2，3，4 に示す、張り出し部分の全幅と全高をかけたもの

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} を算出した結果を示す。

・風圧力 P_D

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

ここで、設計用速度圧 q は以下の式で求まる。

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

・複合荷重 W_{T2}

$$W_{T2} = W_w + 0.5 W_p + W_M$$

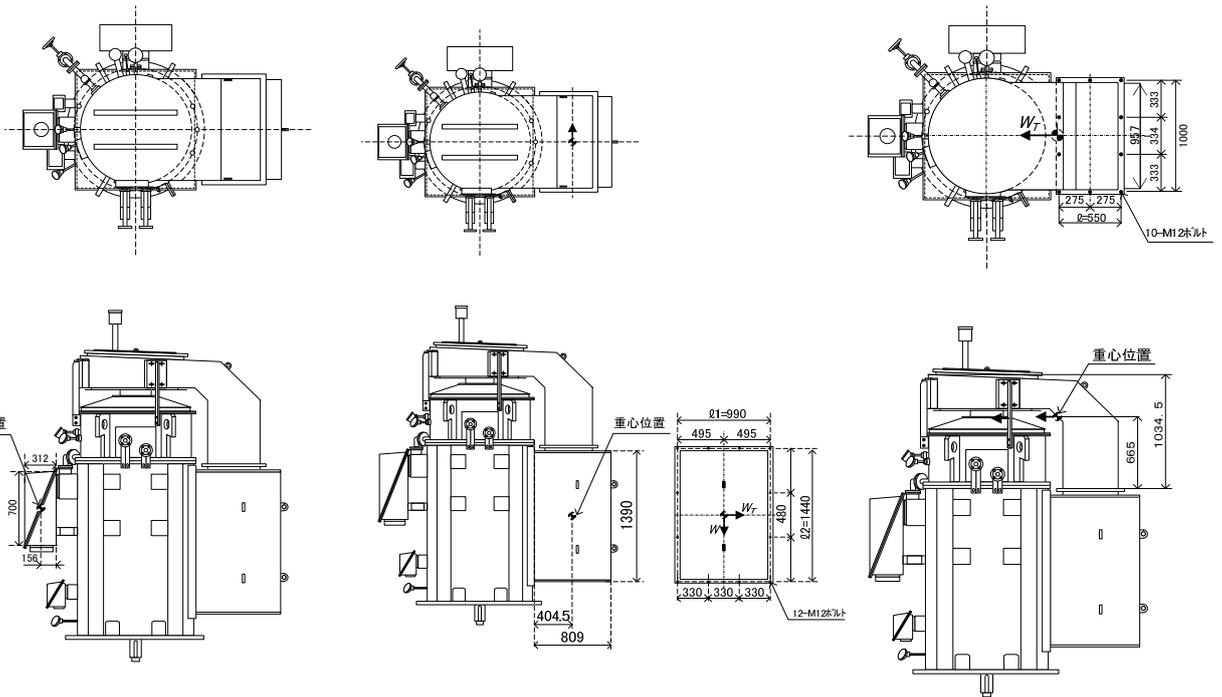
ここで、風圧力による荷重 W_w および気圧差による荷重 W_p は、以下の式で求まる。

$$W_w = P_D$$

$$W_p = \Delta P \cdot A$$

なお、飛来物による荷重 W_M については、飛来物防護対策を実施するため 0 とする。

評価部位	設計用 速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P_D (N)	風圧力に よる荷重 W_w (N)	気圧差に よる荷重 W_p (N)	複合荷重 W_{T1} (N)	複合荷重 W_{T2} (N)
A部	6100	2819	2819	1960	—	3800
B部	6100	14348	14348	9970	—	19400
C部	6100	14494	14494	8820	—	19000



m : 端子箱質量 60 (kg)
 h : 取付面から重心までの距離 156 (mm)
 ϱ_1 : 水平方向ボルトスパン 190 (mm)
 ϱ_2 : 鉛直方向ボルトスパン 190 (mm)
 L : 重心と支点間の距離 95 (mm)
 N_a : ボルト本数 8 (本)
 N_1 : ϱ_1 側の評価ボルト本数 3 (本)
 N_2 : ϱ_2 側の評価ボルト本数 3 (本)
 A_b : ボルト軸部断面積 (M12) 113 (mm²)

図2 端子箱詳細図

m : 空気冷却器質量 820 (kg)
 h : 取付面から重心までの距離 404.5 (mm)
 ϱ_1 : 水平方向ボルトスパン 990 (mm)
 ϱ_2 : 鉛直方向ボルトスパン 1440 (mm)
 L : 重心と支点間の距離 495 (mm)
 N_a : ボルト本数 12 (本)
 N_1 : ϱ_1 側の評価ボルト本数 4 (本)
 N_2 : ϱ_2 側の評価ボルト本数 4 (本)
 A_b : ボルト軸部断面積 (M12) 113 (mm²)

図3 空気冷却器詳細図

h : 取付面から重心までの距離 665 (mm)
 ϱ : 支点と評価ボルト間の距離 550 (mm)
 L : 重心と支点間の距離 275 (mm)
 N_a : ボルト本数 10 (本)
 N : 評価ボルト本数 4 (本)
 A_b : ボルト軸部断面積 (M12) 113 (mm²)

図4 外扇カバー詳細図

(2) 発生値

(a) 端子箱、空気冷却器

a. 複合荷重 W_{T2} による引張応力

複合荷重 W_{T2} により各評価部位のボルトに生じる引張応力を以下のとおり求める。

・引張力 F_{b1}

$$F_{b1} = \frac{W_{T2} \cdot h}{l_1 \cdot N_2} + \frac{m \cdot g \cdot h}{l_2 \cdot N_1}$$

・引張応力 σ_{b1}

$$\sigma_{b1} = \frac{F_{b1}}{A_b}$$

b. 複合荷重 W_{T2} によるせん断応力

複合荷重 W_{T2} により各評価部位のボルトに生じるせん断応力を以下のとおり求める。

・せん断力 F_{H1}

$$F_{H1} = \sqrt{W_{T2}^2 + (m \cdot g)^2}$$

・せん断応力 τ_{b1}

$$\tau_{b1} = \frac{F_{H1}}{N_a \cdot A_b}$$

(b) 外扇カバー

a. 複合荷重 W_{T2} による引張応力

複合荷重 W_{T2} により評価部位のボルトに生じる引張応力を以下のとおり求める。

・引張力 F_{b2}

$$F_{b2} = \frac{W_{T2} \cdot h}{l \cdot N}$$

・引張応力 σ_{b1}

$$\sigma_{b2} = \frac{F_{b2}}{A_b}$$

b. 複合荷重 W_{T2} によるせん断応力

複合荷重 W_{T2} により評価部位のボルトに生じるせん断応力を以下のとおり求める。

- ・せん断力 F_{H2}

$$F_{H2} = W_{T2}$$

- ・せん断応力 τ_{b2}

$$\tau_{b2} = \frac{F_{H2}}{N_a \cdot A_b}$$

(3) 許容値

許容値は、JEAG4601-1987 の支持構造物（許容応力状態Ⅲ_AS）の規定に基づく。

種別	許容応力 状態	許容応力		
		1次応力		
		引張	せん断	せん断と引張の組合せ
支持構造物	Ⅲ _A S	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$\text{Min}(1.4(1.5f_t) - 1.6\tau_b, 1.5f_t)$

記号の説明

記号	単位	説明
f_t	MPa	許容引張応力 支持構造物のボルト材に対して JSME S NC1 SSB-3131 (1) により規定される値
f_s	MPa	許容せん断応力 支持構造物のボルト材に対して JSME S NC1 SSB-3131 (2) により規定される値
τ_b	MPa	ボルトに作用するせん断応力

3. 評価結果

評価部位		評価項目	発生値	許容値
A部	端子箱取付ボルト	引張応力／ 組合せ応力	11 MPa	153 MPa
		せん断応力	5 MPa	117 MPa
B部	空気冷却器取付ボルト	引張応力／ 組合せ応力	23 MPa	153 MPa
		せん断応力	16 MPa	117 MPa
C部	外扇カバー取付ボルト	引張応力／ 組合せ応力	51 MPa	153 MPa
		せん断応力	17 MPa	117 MPa

海水ポンプ・モータの動的機能維持について

1. 概要

評価に用いる竜巻による風圧力による荷重 (W_w) および気圧差荷重 (W_p) を組み合わせた複合荷重 ($W_w + 0.5W_p$) に対して、海水ポンプ・モータの動的機能維持が確保されることを確認した。

評価部位は、竜巻によりポンプ据付面から上部に荷重を受けた際、変位量により回転体と静止体が接触した場合に動的機能維持に困難となる以下の部位を選定した。

- ・ポンプ上部軸受部
- ・電動機上部案内軸受部
- ・回転子鉄心と固定子鉄心との隙間部
- ・電動機下部案内軸受部

なお、海水ポンプは気圧差が生じ難い構造であるため、複合荷重の選定において、 W_{T2} としては、気圧差を考慮するが、 W_{T1} の評価は実施しない。

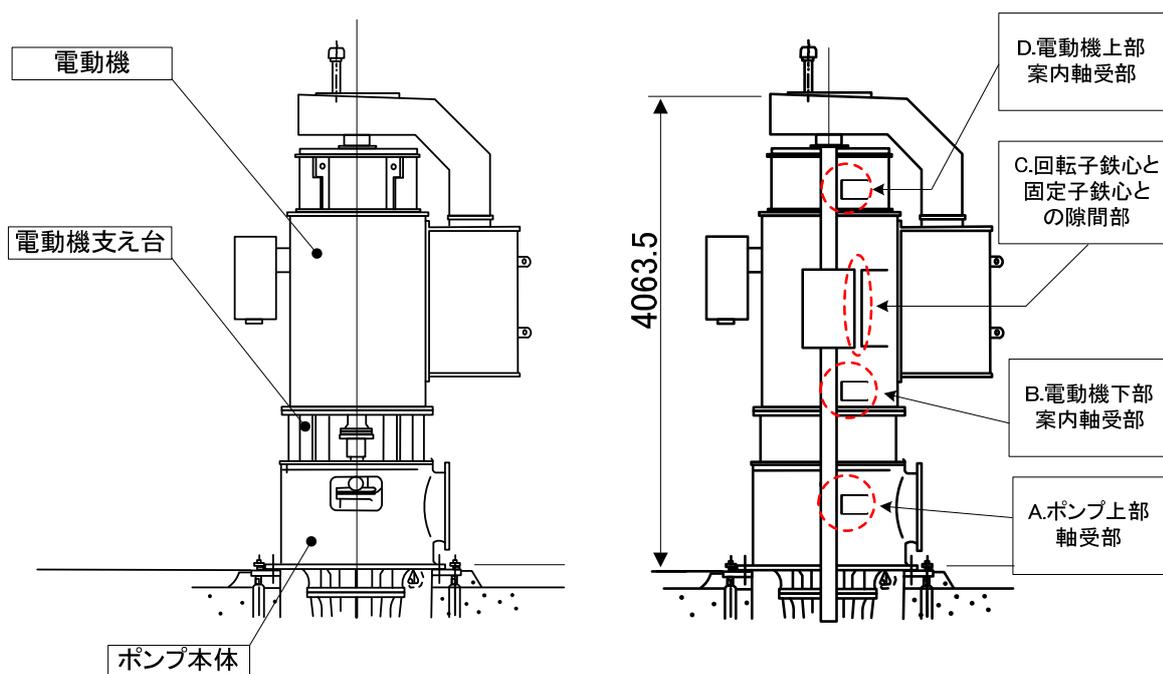


図1 評価部位イメージ図

評価部位		隙間寸法 (mm)
A部	ポンプ上部軸受部	0.2
B部	電動機下部案内軸受部	0.095
C部	回転子鉄心と固定子鉄心との隙間部	1.6
D部	電動機上部案内軸受部	0.075

表1 評価部位一覧表

2. 評価内容

(1) 圧力荷重

評価に用いる複合荷重 (W_{T2}) を図2に示す。これらの複合荷重の和がポンプ据付面から上部のポンプ・モータフレームの高さ (4063.5mm) の半分の位置に集中荷重として作用するとし、各評価部位でのケーシングの変位量を算出する。

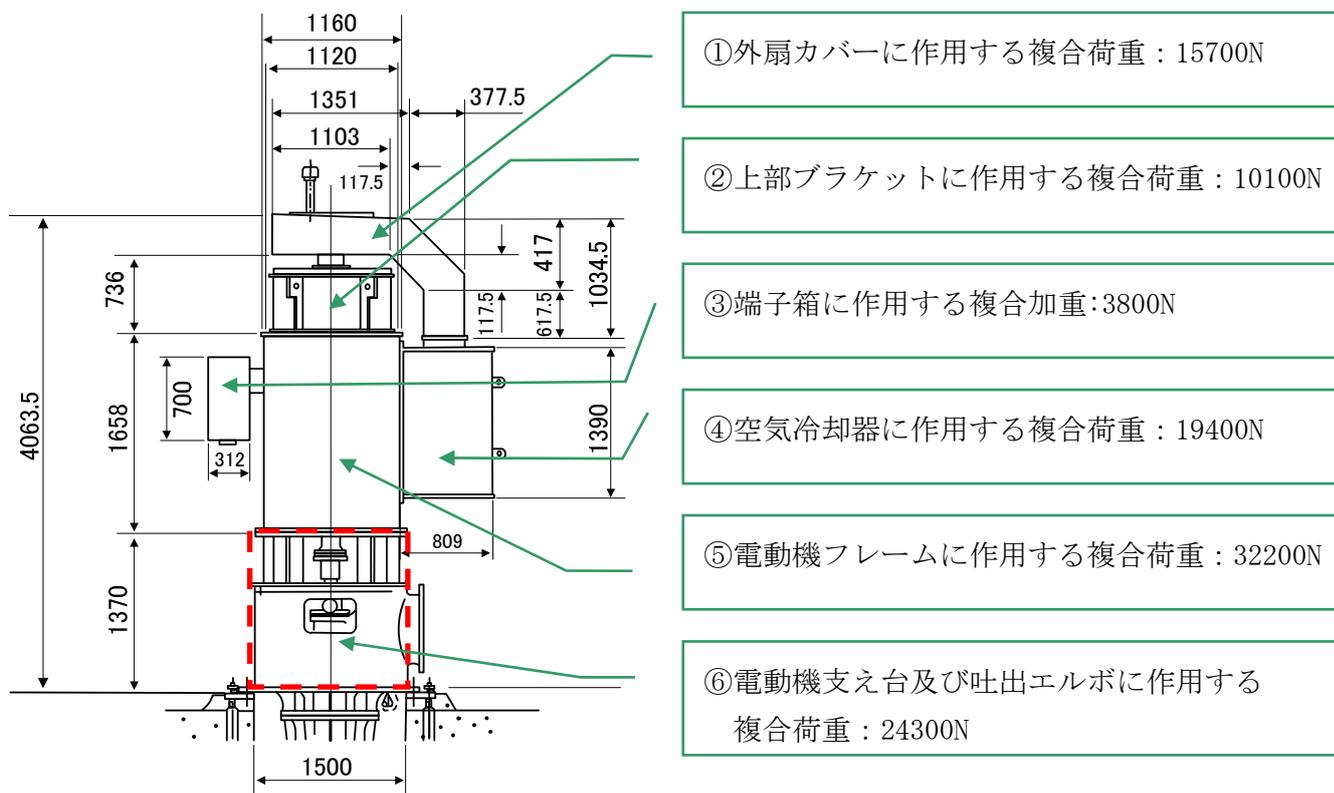


図2 各部位の複合荷重

各部位 (①~⑥) の竜巻による複合荷重算出の条件を次に示す。

部位	最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m^2)	ガスト 影響係数 $G \times 1$	風力 係数 $C \times 2$	空気密度 $\rho \times 3$ (kg/m^3)	受圧面積 $A \times 4$ (m^2)
①	100	8900	1	2.4	1.22	0.82
②	100	8900	1	1.2	1.22	0.85
③	100	8900	1	2.1	1.22	0.22
④	100	8900	1	2.1	1.22	1.12
⑤	100	8900	1	2.1	1.22	1.86
⑥	100	8900	1	1.2	1.22	2.06

※1：原子力発電所の竜巻影響評価ガイド

※2：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説 (2004) の「表 A6.16 部材の風力係数 C」より選択

※3：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説 (2004)

※4：受圧面積 A は、図2に示す、各部位の全幅と全高をかけたもの

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} を算出した結果を示す。

・風圧力 P_D

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

ここで、設計用速度圧 q は以下の式で求まる。

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

・複合荷重 W_{T2}

$$W_{T2} = W_w + 0.5 W_p + W_M$$

ここで、風圧力による荷重 W_w および気圧差による荷重 W_p は、以下の式で求まる。

$$W_w = P_D$$

$$W_p = \Delta P \cdot A$$

なお、飛来物による荷重 W_M については、飛来物防護対策を実施するため 0 とする。

部位	設計用 速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P_D (N)	風圧力に よる荷重 W_w (N)	気圧差に よる荷重 W_p (N)	複合荷重 W_{T1} (N)	複合荷重 W_{T2} (N)
①	6100	12005	12005	7300	—	15700
②	6100	6222	6222	7570	—	10100
③	6100	2819	2819	1960	—	3800
④	6100	14348	14348	9970	—	19400
⑤	6100	23827	23827	16600	—	32200
⑥	6100	15080	15080	18400	—	24300

(2) 変位量

ポンプ据付面から上部のポンプ・モータフレームを、ポンプ据付面から電動機
 支え台までと、電動機支え台から電動機上部までの 2 種類の剛性の異なる片持ち
 はりと考え、異なる剛性の一軸モデルで、図 3 のようにモデル化した。変位量算
 出には、簡易加算解法を用いてポンプ据付面から各評価部位までのたわみ（変位
 量）を計算した。

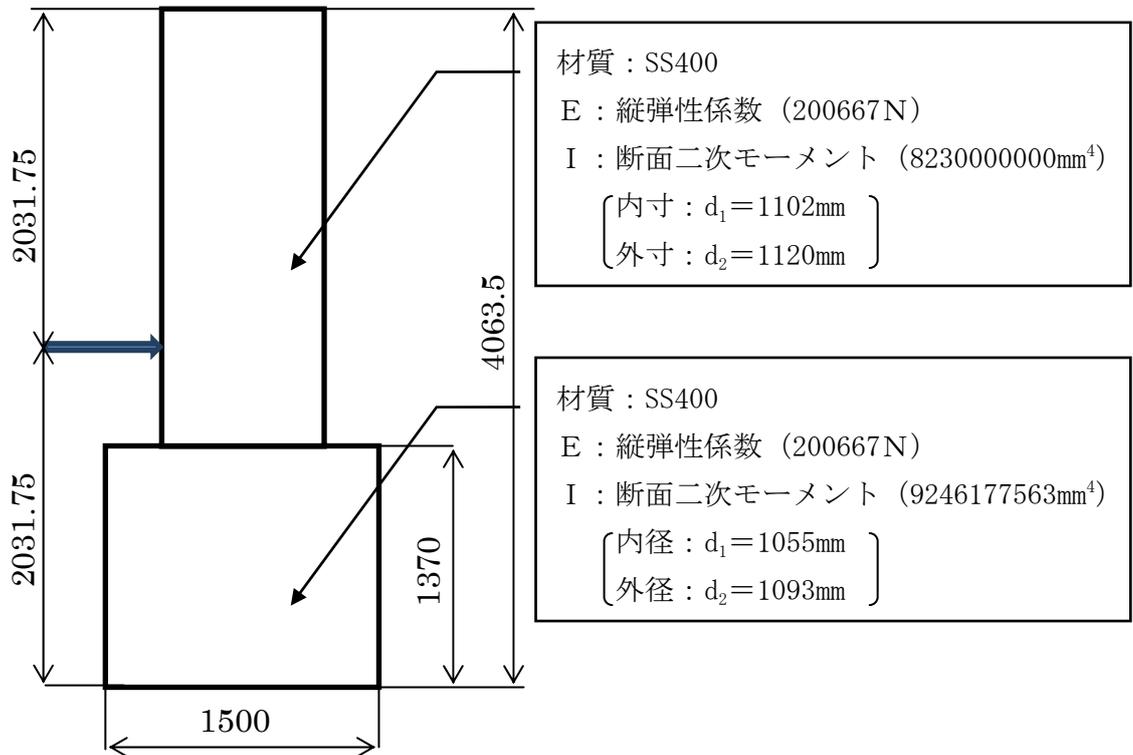


図 3 一軸モデル

簡易加算解法を用い、以下の式で変位量（y）を求める。

$$y = (M \times a^2) / (2 E I) + (W \times a^3) / (3 E I)$$

$$i = (M \times a) / (E I) + (W \times a^2) / (2 E I)$$

ここで、

y : 変位量（たわみ）（mm）

i : 傾斜（rad）

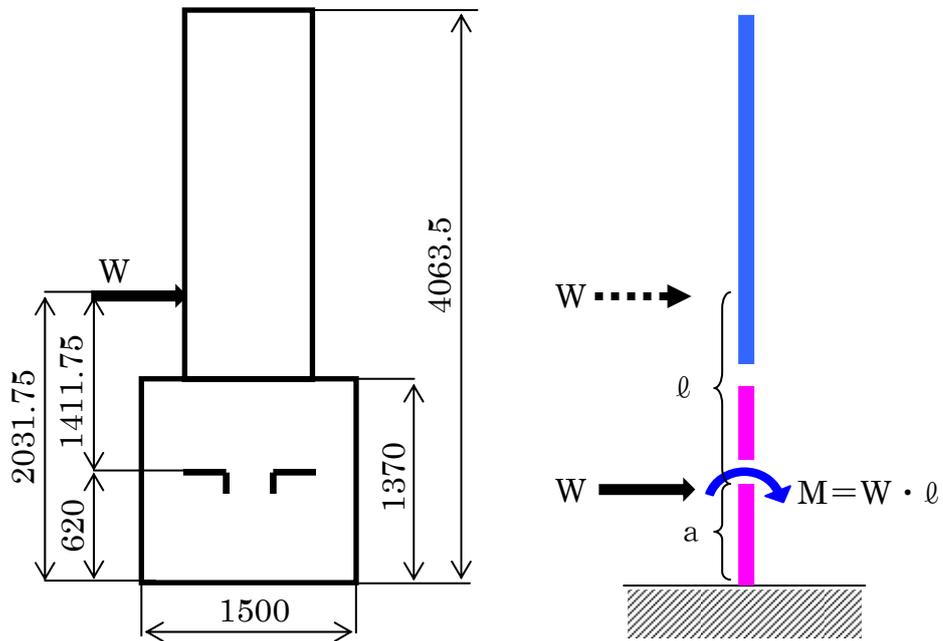
M : 曲げモーメント（N・mm）

W : 複合荷重（ W_{T_2} ）の和（N）

a : 片持ちはりの長さ（mm）

(a) ポンプ上部軸受部

以下の片持ちはりモデルを考える。



ここで、

ℓ : 上部軸受部から荷重 W までの距離 (1411.75mm)

a : 据付面から上部軸受部までの距離 (620mm)

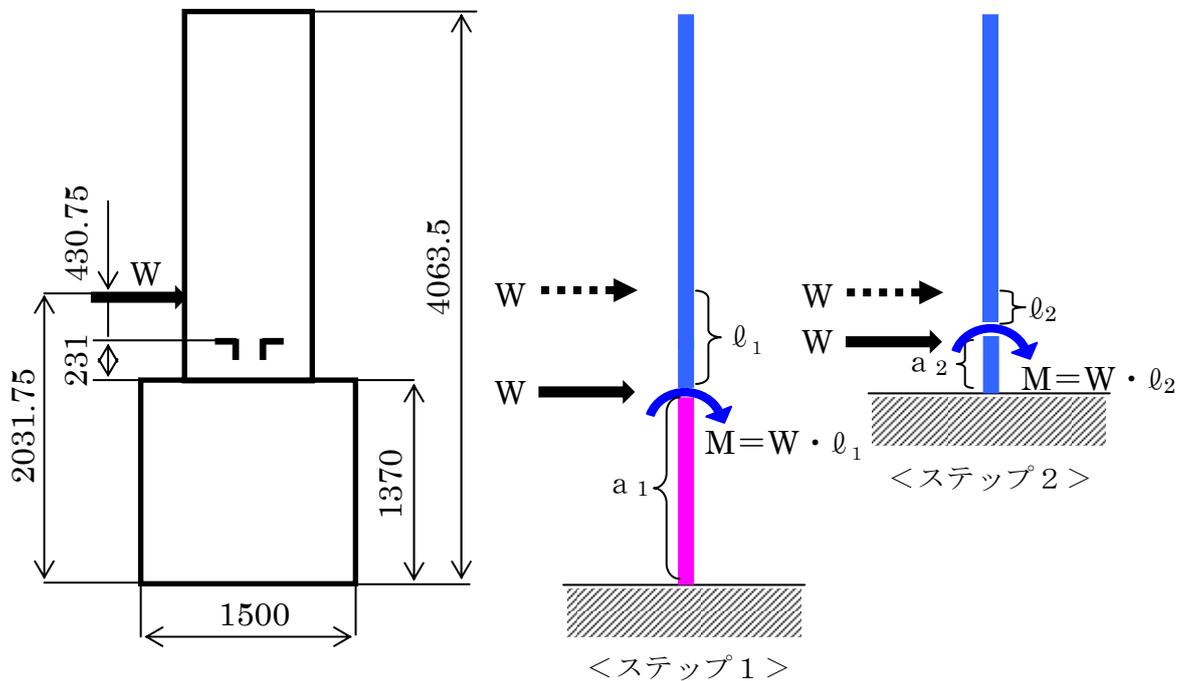
W : 複合荷重 (W_{T_2}) の和 (105500N)

E : 縦弾性係数 (200667N)

I : 断面二次モーメント (9246177563mm⁴)

(b) 電動機下部案内軸受部

以下の片持ちはりモデルを考える。



- ・ <ステップ1>のモデルで電動機支え台の変位量 (y_1) を求める。
- ・ <ステップ2>のモデルで電動機支え台から電動機下部案内軸受部の変位量 (y_2) を求める。
- ・ 求めた y_1 と y_2 を加算し、ポンプ取付面から電動機下部案内軸受部の変位量を求める。

<ステップ1>

以下の式で電動機支え台の変位量 (y_1) を求める。

$$M = W \cdot \ell_1$$

$$y_1 = (M \times a_1^2) / (2EI) + (W \times a_1^3) / (3EI)$$

ここで、

ℓ_1 : 電動機支え台から荷重Wまでの距離 (661.75mm)

a_1 : 据付面から電動機支え台までの距離 (1370mm)

W : 複合荷重 (W_{T_2}) の和 (105500N)

E : 縦弾性係数 (200667N)

I : 断面二次モーメント (9246177563mm⁴)

<ステップ 2 >

以下の式で電動機支え台から電動機下部案内軸受部の変位量 (y_2) を求める。

$$M = W \cdot \ell_2$$

$$y_2 = (M \times a_2^2) / (2 E I) + (W \times a_2^3) / (3 E I)$$

ここで、

ℓ_2 : 電動機下部案内軸受部から荷重点 W までの距離 (430.75mm)

a_2 : 電動機支え台から電動機下部案内軸受部までの距離 (231mm)

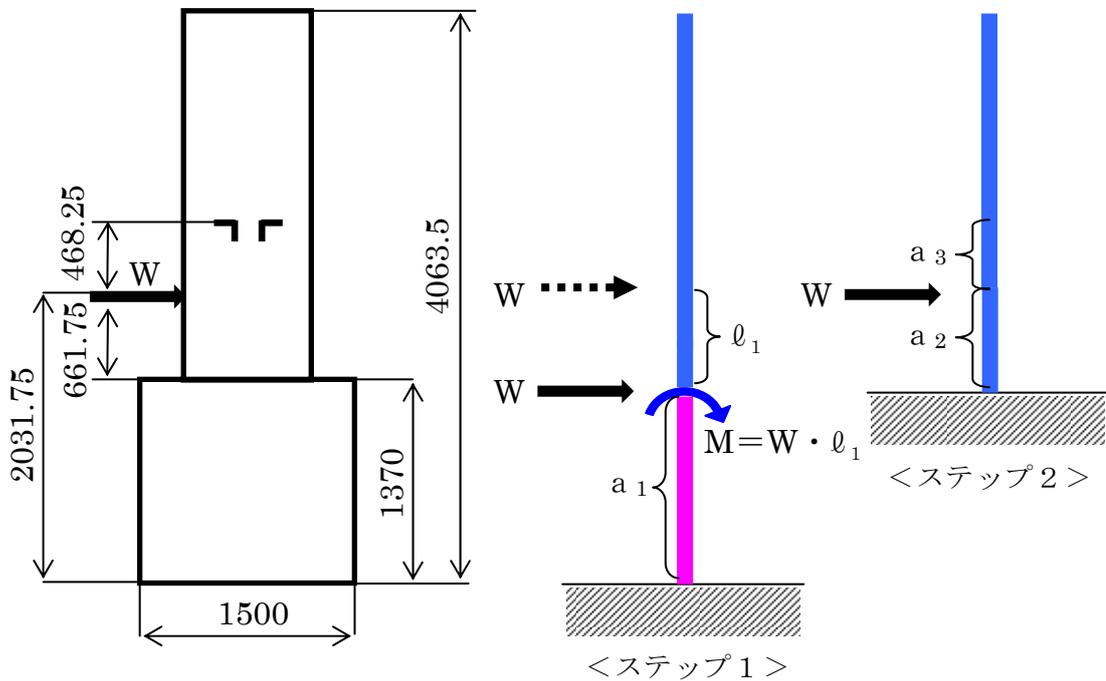
W : 複合荷重 (W_{T2}) の和 (105500N)

E : 縦弾性係数 (200667N)

I : 断面二次モーメント (8230000000mm⁴)

(c) 回転子鉄心と固定子鉄心との隙間部

以下の片持ちはりモデルを考える。



- ・ <ステップ1>のモデルで電動機支え台の変位量 (y_1) 及び傾斜 (i_1) を求める。
- ・ <ステップ2>のモデルで電動機支え台から荷重点の変位量 (y_2) 及び傾斜 (i_2) を求める。
- ・ 求めた y_1 と y_2 を加算し、ポンプ取付面から荷重点の変位量を求める。
- ・ 求めた i_1 と i_2 を加算し、ポンプ取付面に対する荷重点の傾斜を求める。
- ・ 求めた変位量、傾斜から次式によりポンプ取付面から鉄心隙間部の変位量を求める。

$$y_1 + y_2 + a_3 \times \sin(i_1 + i_2)$$

ここで、 a_3 は荷重点Wから鉄心隙間部までの距離 (468.25mm)。

<ステップ1>

以下の式で電動機支え台の変位量 (y_1) と傾斜 (i_1) を求める。

$$M = W \cdot \ell_1$$

$$y_1 = (M \times a_1^2) / (2EI) + (W \times a_1^3) / (3EI)$$

$$i_1 = (M \times a_1) / (EI) + (W \times a_1^2) / (2EI)$$

ここで、

ℓ_1 : 電動機支え台から荷重点Wまでの距離 (661.75mm)

a_1 : 据付面から電動機支え台までの距離 (1370mm)

W : 複合荷重 (W_{T2}) の和 (105500N)

E : 縦弾性係数 (200667N)

I : 断面二次モーメント (9246177563mm⁴)

<ステップ2>

以下の式で電動機支え台から荷重点の変位量 (y_2) と傾斜 (i_2) を求める。

$$M = 0$$

$$y_2 = (M \times a_2^2) / (2EI) + (W \times a_2^3) / (3EI)$$

$$i_2 = (M \times a_2) / (EI) + (W \times a_2^2) / (2EI)$$

ここで、

a_2 : 電動機支え台から荷重点Wまでの距離 (661.75mm)

W : 複合荷重 (W_{T2}) の和 (105500N)

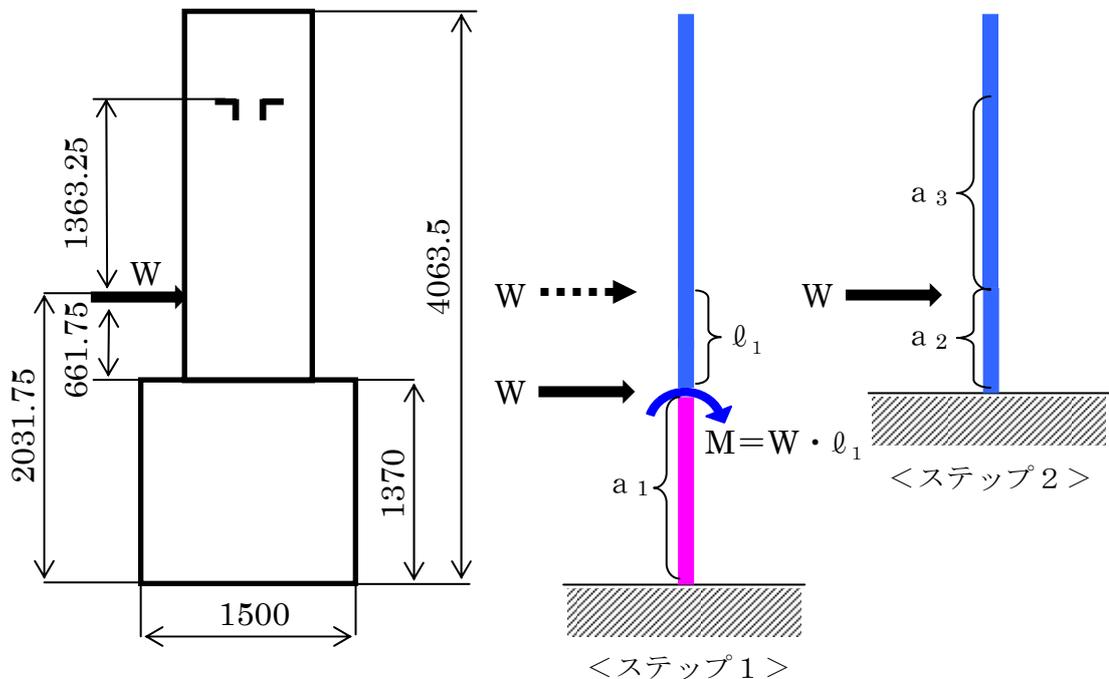
E : 縦弾性係数 (200667N)

I : 断面二次モーメント (8230000000mm⁴)

(d) 電動機上部案内軸受部

以下の片持ちはりモデルを考える。算出方法は、(c)と同様である。

ここで、 a_3 は荷重点Wから電動機上部案内軸受部までの距離(1363.25mm)である。



(e) 算出結果

竜巻によりポンプ据付面から上部に荷重を受けた際、各部位の変位量を算出した結果を示す。また、併せて最小隙間寸法との比較結果も以下に示す。

	評価部位	変位量 (mm)	最小隙間寸法 (mm)	判定
A部	ポンプ上部軸受部	0.02	0.2	○
B部	電動機下部案内軸受部	0.086	0.095	○
C部	回転子鉄心と固定子鉄心 隙間部	0.15	1.6	○
D部	電動機上部案内軸受部	0.26	0.075	×

注：変位量<最小隙間寸法の場合、判定は「○」。変位量≥最小隙間寸法の場合、判定は「×」。

ここで、電動機上部案内軸受部の変位量は最小隙間より大きい結果^{*1}となったため、軸受反力を評価する。

※1：上部案内軸受部のフレーム変位量は最小隙間より大きい結果となったが、フレーム変位が生じた場合、回転子は油膜を介して上部案内軸受に追従して変位する構造となっており、軸受反力が、軸受許容荷重より小さければ、金属接触とならない。

(3) 軸受反力

上部案内軸受部においてはフレーム変位により生じる軸受反力が、軸受許容荷重に対し小さい事を確認する。ここで、軸受許容荷重は、軸受部に作用した場合でも上部案内軸受と回転子が金属接触とならない油膜厚さを確保できる荷重である。

図4にフレーム変位前後のイメージ図を示す。図より、フレーム変位量 δ は、(上部案内軸受部の変位量) - (下部案内軸受部の変位量)により求められ、反力 F は、次式で求められる。

$$F = 3 E I \delta / X^3 \quad (\because \delta = (F \times X^3) / (3 E I))$$

ここで、

δ ：フレーム変位量 (0.252307149 - 0.085044948 = 0.167262201mm)

X ：下部案内軸受部から上部案内軸受部までの距離 (1794mm)

E ：回転子の縦弾性係数 (201667N)

I ：断面二次モーメント (305000000mm⁴)

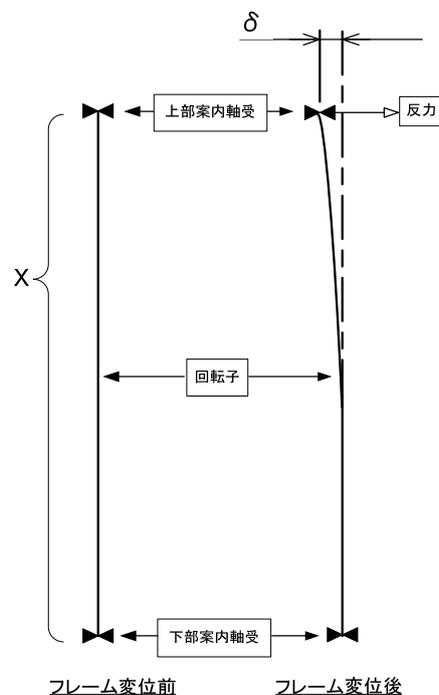


図4 フレーム変位前後のイメージ図

(a) 算出結果

竜巻によりポンプ据付面から上部に荷重を受けた際、上部案内軸受部に生じる生じる軸受反力を算出し、軸受許容荷重と比較した結果を以下に示す。

評価部位		発生荷重 (N)	許容荷重 (N)	判定
D部	電動機上部案内軸受部	5.35×10^3		○

注：許容荷重より発生荷重が小さいため、判定は「○」。

(4) 評価結果

以上より、評価結果は以下のとおりであり、竜巻による荷重に対して、海水ポンプ・モータの動的機能は維持される。

評価部位		変位量と 最小隙間寸法の 比較	発生荷重と 許容荷重の 比較	評価結果
A部	ポンプ上部軸受部	○	—	○
B部	電動機下部案内軸受部	○	—	○
C部	回転子鉄心と固定子鉄心 隙間部	○	—	○
D部	電動機上部案内軸受部	×	○	○

以上

竜巻影響評価結果②【補助給水タンク】

1. 概 要

評価に用いる竜巻による風圧力による荷重 (W_w) および気圧差荷重 (W_p) を組み合わせた複合荷重 ($W_w + 0.5W_p$) により、補助給水タンクに発生する応力を算定し、健全性が確保されることを確認した。

なお、補助給水タンクは大気開放タンクであり、気圧差が生じ難い構造であるため、複合荷重の選定において、 W_{T2} としては、気圧差を考慮するが、 W_{T1} の評価は実施しない。

ここで、評価部位は原子力設備に対する外力による評価基準として耐震評価基準である JEAG4601-1987 を準拠し、評価部位は、胴板及び基礎ボルトとする。

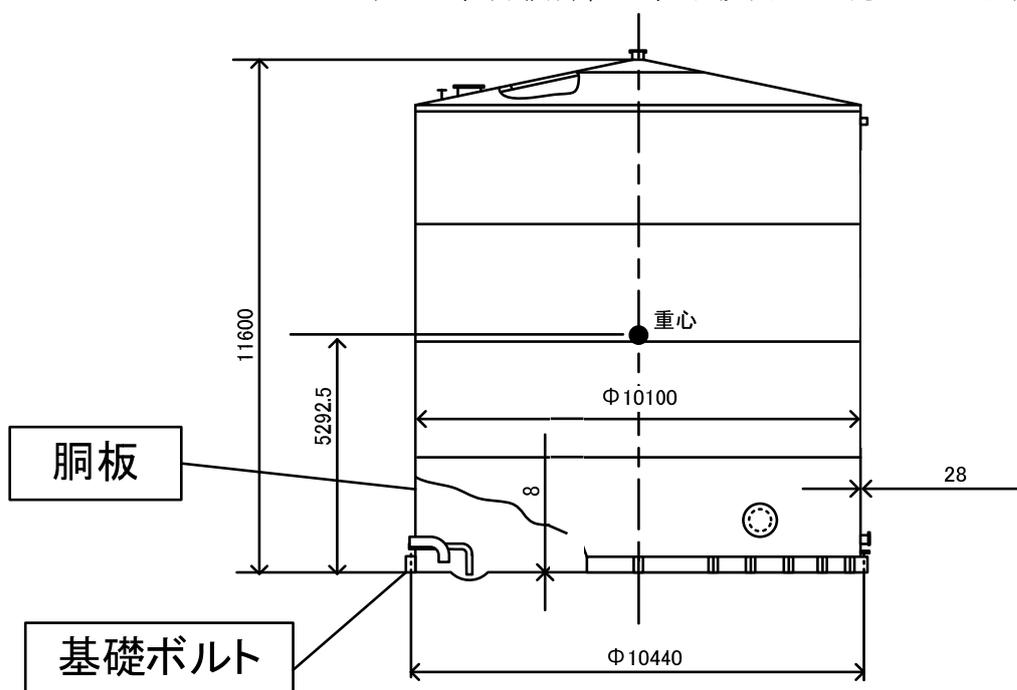


図 1 補助給水タンク詳細図

評価部位		材質	寸法
A 部	胴板	SM400B	t28
B 部	基礎ボルト	SNB7	M68

表 1 補助給水タンク評価部位

2. 評価内容

タンク全高、全幅をカバーする範囲を受圧範囲として JEAG4601-1987 の平底たて置円筒形容器の応力評価を準用する。

(1) 圧力荷重

竜巻による圧力荷重を次の条件で算出する。

ここで、受圧面積は、図 1 の通り、高さを 11600mm (全高)、幅を直径 10156mm (全幅) として算出する。

評価部位	最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m ²)	ガスト影響係数 G ※1	風力係数 C ※2	空気密度 ρ ※3 (kg/m ³)	受圧面積 (全高×全幅) A (m ²)
A 部	100	8900	1	1.2	1.22	117.8
B 部	100	8900	1	1.2	1.22	117.8

※1：原子力発電所の竜巻影響評価ガイド

※2：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説 (2004) の「表 A6.16 部材の風力係数 C」より選択

※3：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説 (2004)

以下の式にて、複合荷重 W_{T1} および W_{T2} を算出した結果を示す。

・風圧力 P_D

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

ここで、設計用速度圧 q は以下の式で求まる。

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

・複合荷重 W_{T2}

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

ここで、風圧力による荷重 W_W および気圧差による荷重 W_P は、以下の式で求まる。

$$W_W = P_D$$

$$W_P = \Delta P \cdot A$$

なお、飛来物による荷重 W_M については、運用面等からの対策を実施するため 0 とする。

評価 部位	設計用 速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P _d (N)	風圧力に よる荷重 W _w (N)	気圧差に よる荷重 W _p (N)	複合荷重 W _{T1} (N)	複合荷重 W _{T2} (N)
A 部	6.10×10 ³	8.62×10 ⁵	8.62×10 ⁵	1.05×10 ⁶	—	1.39×10 ⁶
B 部	6.10×10 ³	8.62×10 ⁵	8.62×10 ⁵	1.05×10 ⁶	—	1.39×10 ⁶

(2) 発生応力

竜巻によって荷重が重心位置に発生するため、JEAG4601-1987 の平底たて置円筒形容器の応力評価を準用し、地震荷重を竜巻による荷重に置き換えて以下のように応力を求める。

曲げモーメント M は、次式で求める。

$$M = W \times \ell g$$

(W : 竜巻による荷重、ℓg : タンク重心高さ 5292.5mm)

a .A 部 (胴板) の評価

< 胴の一次応力評価 >

(a) 静水頭による応力

(静水頭により胴に生じる軸方向及び周方向応力 : σ_{x1} 、 $\sigma_{\phi 1}$)

$$\sigma_{x1} = 0$$

$$\sigma_{\phi 1} = \frac{10^{-6} \cdot g \cdot \rho \cdot H_h \cdot D_i}{2t}$$

(ここで、g : 重力加速度、ρ : 液体の比重、H_h : 水頭高さ (mm)、
D_i : 胴の内径 (mm)、t : 胴板の厚さ (mm))

(b) 自重による応力

(胴の空重量による軸方向圧縮応力 : σ_{x2})

$$\sigma_{x2} = \frac{m_e \cdot g}{\pi(D_i + t)t}$$

(ここで、m_e : タンク空重量 (kg))

(c) 竜巻による応力

(胴の竜巻の水平方向荷重による軸方向応力及びせん断応力 : σ_{x4} 、 τ)

$$\sigma_{x4} = \frac{4M}{\pi(D_i + t)^2 t}$$

$$\tau = \frac{2W}{\pi(D_i + t)t}$$

(d) 組合せ応力

- ・周方向応力

$$\sigma_{\phi} = \sigma_{\phi 1}$$

- ・軸方向応力

$$\sigma_x = \sigma_{x 2} + \sigma_{x 4}$$

- ・組合せ一次応力

$$\sigma_1 = \frac{1}{2} \left[(\sigma_x + \sigma_{\phi}) + \sqrt{(\sigma_x - \sigma_{\phi})^2 + 4\tau^2} \right]$$

(e) 軸圧縮荷重及び曲げモーメントによる圧縮膜応力

- ・軸圧縮荷重による膜応力

$$\sigma_{xc} = \sigma_{x 2}$$

- ・曲げモーメントによる圧縮膜応力

$$\sigma_{xb} = \sigma_{x 4}$$

<胴の座屈評価>

補助給水タンクに軸圧縮荷重と曲げモーメントが負荷されるため、座屈を防止する観点から次の不等式を満足することを確認する。

$$\frac{\alpha_1(P/A)}{f_c} + \frac{\alpha_1(M/Z)}{f_b} \leq 1$$

ここで、(P/A) に σ_{xc} を、(M/Z) に σ_{xb} を代入して評価する。

(P: 軸圧縮荷重 (N)、A: 容器の断面積 (mm²)、Z: 断面係数 (mm³)、

f_c : 軸圧縮荷重に対する座屈応力 (MPa)、 f_b : 曲げモーメントに対する座屈応力 (MPa)、 α_1 : 安全率)

以下の式から、 f_c 、 f_b 、 α_1 を決定する。

- ・軸圧縮荷重に対する座屈応力 (f_c) の算出

$$f_c = \begin{cases} F & (\eta_B \leq \eta_1) \\ F \times \left[1 - \frac{1}{6,800 \times g} \{ F - \phi_c(\eta_2) \} (\eta_B - \eta_1) \right] & (\eta_B - \eta_1) \\ \phi_c(\eta_B) & (\eta_1 < \eta_B < \eta_2) \\ & (\eta_2 \leq \eta_B \leq 800) \end{cases}$$

$$\text{ここで、} \phi_c(\eta_B) = 0.6 \frac{E}{\eta_B} \left[1 - 0.901 \left\{ 1 - \exp \left(-\frac{1}{16} \sqrt{\eta_B} \right) \right\} \right]$$

- 曲げモーメントに対する座屈応力 (f_b) の算出

$$f_b = \begin{cases} F & (\eta_B \leq \eta_1) \\ F \times \left[1 - \frac{1}{8,400 \times g} \{ F - \phi_b(\eta_3) \} (\eta_B - \eta_1) \right] & (\eta_1 < \eta_B < \eta_3) \\ \phi_b(\eta_B) & (\eta_3 \leq \eta_B \leq 800) \end{cases}$$

ここで、 $\phi_b(\eta_B) = 0.6 \frac{E}{\eta_B} \left[1 - 0.731 \left\{ 1 - \exp \left(-\frac{1}{16} \sqrt{\eta_B} \right) \right\} \right]$

- 安全率 (α_1)

安全率は、各荷重の組合せに対して

$$\alpha_1 = \begin{cases} 1.0 & (\eta_B \leq \eta_1) \\ 1.0 + \frac{F}{13,600 \times g} (\eta_B - \eta_1) & (\eta_1 < \eta_B < \eta_2) \\ 1.5 & (\eta_B \geq \eta_2) \end{cases}$$

ここで、 $\eta_B = \frac{R_B}{t}$, $\eta_1 = 1200 \text{ g/F}$, $\eta_2 = 8000 \text{ g/F}$, $\eta_3 = 9600 \text{ g/F}$ 、

R_B : 胴板平均半径

b. B部 (基礎ボルト) の評価

<基礎ボルトのせん断応力評価>

(a) せん断応力

(胴の竜巻の水平方向荷重によるせん断応力: τ_b)

$$\tau_b = \frac{W}{n \cdot A_b}$$

(n : 基礎ボルト本数、 A_b : 基礎ボルトの呼び径断面積)

(b) 引張応力

竜巻による荷重での転倒モーメント（曲げモーメント） M が作用した場合に生じる基礎ボルトの引張荷重と基礎部の圧縮荷重については、図 2 の荷重と変位量の釣合い条件を考慮することにより求める。以下に手順を示す。

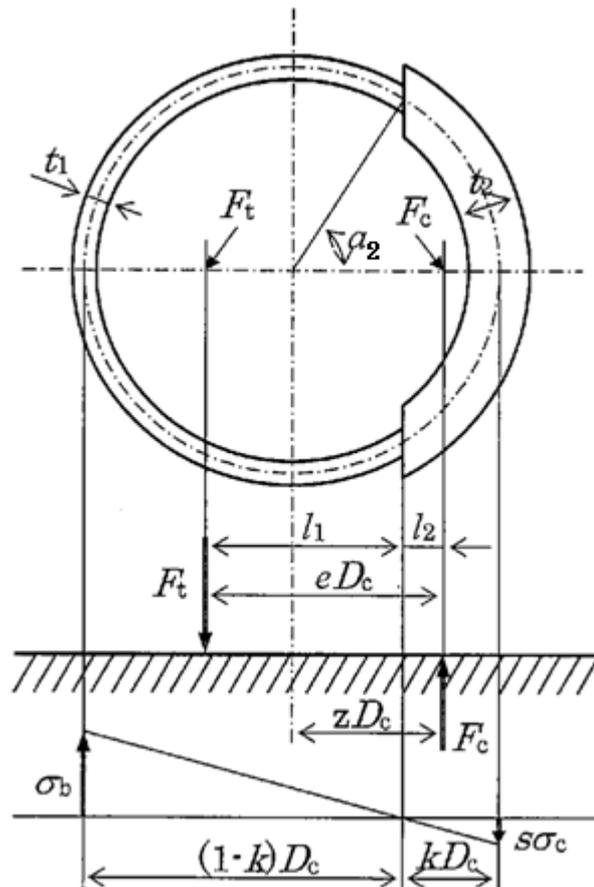


図 2 基礎の荷重説明図)

- ①基礎ボルトに生じる引張応力及び基礎に生じる圧縮応力（ σ_b 、 σ_c ）を仮定して係数 k を求める。

$$k = \frac{1}{1 + \frac{\sigma_b}{s \cdot \sigma_c}}$$

(s : 基礎ボルトと基礎の縦弾性係数比(=10))

- ② α_2 （基礎ボルト計算における中立軸を定める角度）を求める。

$$\alpha_2 = \cos^{-1}(1 - 2k)$$

- ③各定数 e 、 z 、 C_t 及び C_c を求める。

$$e = \frac{1}{2} \left\{ \frac{(\pi - \alpha_2) \cos^2 \alpha_2 + \frac{1}{2}(\pi - \alpha_2) + \frac{3}{2} \sin \alpha_2 \cdot \cos \alpha_2}{(\pi - \alpha_2) \cos \alpha_2 + \sin \alpha_2} + \frac{\frac{1}{2} \alpha_2 - \frac{3}{2} \sin \alpha_2 \cdot \cos \alpha_2 + \alpha_2 \cdot \cos^2 \alpha_2}{\sin \alpha_2 - \alpha_2 \cdot \cos \alpha_2} \right\}$$

$$z = \frac{1}{2} \left(\cos \alpha_2 + \frac{\frac{1}{2} \alpha_2 - \frac{3}{2} \sin \alpha_2 \cdot \cos \alpha_2 + \alpha_2 \cdot \cos^2 \alpha_2}{\sin \alpha_2 - \alpha_2 \cdot \cos \alpha_2} \right)$$

$$C_t = \frac{2\{(\pi - \alpha_2) \cos \alpha_2 + \sin \alpha_2\}}{1 + \cos \alpha_2}$$

$$C_c = \frac{2(\sin \alpha_2 - \alpha_2 \cdot \cos \alpha_2)}{1 - \cos \alpha_2}$$

- ④各定数を用いて基礎ボルトに生じる引張力及び基礎に作用する圧縮力 F_t 、 F_c を求める。

$$F_t = \frac{M - m_0 \cdot g \cdot z \cdot D_c}{e \cdot D_c}$$

$$F_c = F_t + m_0 \cdot g$$

(M : 転倒モーメント、 m_0 : タンク満水重量 (= タンク空重量 + 内容水重量)、 D_c : 基礎ボルトのピッチ円直径)

ここで、基礎ボルトに引張力が作用しないのは、 α_2 が π に等しくなったときであり、 α_2 を π に近づけた場合の値 $e = 0.75$ 及び $z = 0.25$ を F_t を求める式に代入し、得られる F_t の値によって引張力の有無を次のように判断する。

$F_t \leq 0$ ならば引張力は作用しない。

$F_t > 0$ ならば引張力が作用しているので次の計算を行う。

- ⑤ σ_b 、 σ_c を求める。

$$\sigma_b = \frac{2F_t}{t_1 \cdot D_c \cdot C_t}$$

$$\sigma_c = \frac{2F_c}{(t_2 + s \cdot t_1) D_c \cdot C_c}$$

ここで、 $t_1 = \frac{n \cdot A_b}{\pi D_c}$ 、 $t_2 = \frac{1}{2}(D_{b_o} - D_{b_i}) - t_1$

(D_{b_o} : ベースプレートの外径、 D_{b_i} : ベースプレートの内径)

(3) 許容応力

各部位の許容応力は、JEAG 4601-1987におけるクラス2，3容器及びクラス2，3支持構造物の規定に基づく。評価部位及び各部位に対する許容応力を次に示す。

部位	評価規定	応力の種類	許容応力
胴板	クラス2，3容器	一次一般膜応力	$\text{MIN}(S_y, 0.6S_u)$
		組み合わせ一次	$\text{MIN}(S_y, 0.6S_u)$
		座屈	$\frac{\alpha_1 \cdot \sigma_{xc}}{f_c} + \frac{\alpha_1 \cdot \sigma_{xb}}{f_b}$
基礎ボルト	クラス2，3支持構造物	引張/組合せ	1.5f _t または 1.4(1.5f _t)-1.6τ _b の小さい方
		せん断	1.5f _s

3. 評価結果

(1) 評価条件

据付場所 及び床面高さ (m)	構造概要	最高使用圧力 (MPa)	最高使用温度 (°C)	内部液体の比重 ρ
原子炉周辺補機棟 EL. 25.9m	平底 たて置円筒形	大気圧	40	1.0

(2) 竜巻評価条件

竜巻の最大風速	竜巻の気圧低下量	設計用速度圧	ガスト係数	風力係数	竜巻による複合荷重	竜巻による複合荷重
V_D (m/s)	ΔP (N/m ²)	q (N/m ²)	G	C	W_{T1} (N)	W_{T2} (N)
100	8.90×10^3	6.10×10^3	1	1.2	—	1.39×10^6

(3) 機器要目

m_o (kg)	m_e (kg)	m_s (kg)	D_i (mm)	t (mm)	ℓ_g (mm)	H (mm)	h (mm)	E (MPa)	s (-)	n (-)	D_c (mm)	D_{bo} (mm)	D_{bi} (mm)	A_b (mm ²) (M68)
871600	91400	0	10100	28	5292.5	11600	9738	2.02×10^5	10	72	10440	10650	9866	3631.7 (M68)

評価部材	S_y (MPa)	S_u (MPa)	S (MPa)	F (MPa)
胴板	235	400	100	235
基礎ボルト	655	800	—	560

(4) 結論

評価部材	材料	応力	複合荷重 W_{T2} による応力	
			算出応力	許容応力
胴板	SM400B	一次一般膜	$\sigma_o = 18$	$S_I = 235$
		組合せ一次	$\sigma_1 = 18$	
		圧縮と曲げの組合せ (座屈の評価)	$\frac{\alpha_1 \cdot \sigma_{xc}}{f_c} + \frac{\alpha_1 \cdot \sigma_{xb}}{f_b} \leq 1$	0.03
基礎ボルト	SNB7	引張	$\sigma_b = -$	$1.5 f_t = -$
		せん断	$\tau_b = 6$	$1.5 f_s = 322$
		組合せ	$\sigma_b = -$	$1.5 f_{ts} = -$

それぞれの算出応力は許容値を満足する。

竜巻影響評価結果③【重油タンク】

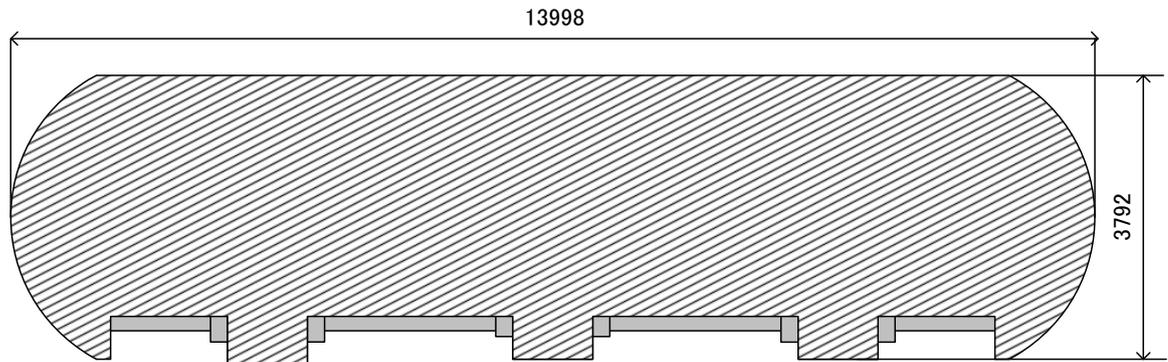
1. 概要

評価に用いる竜巻による風圧力による荷重 (W_w)、気圧差荷重 (W_p) 並びに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 ($W_w + 0.5W_p + W_M$) により重油タンクの胴板、支持脚および基礎ボルトに発生する応力を評価し、健全性が確保されることを確認した。

なお、重油タンクは大気開放タンクであり、気圧差が生じ難い構造であるため、複合荷重の選定において、 W_{T2} としては、気圧差を考慮するが、 W_{T1} の評価は実施しない。

ここで、評価部位は原子力設備に対する外力による評価基準として耐震評価基準である JEAG4601-1987 を準拠し、評価部位は、胴板、支持脚及び基礎ボルトとする。

<保護カバー有>



<タンク本体>

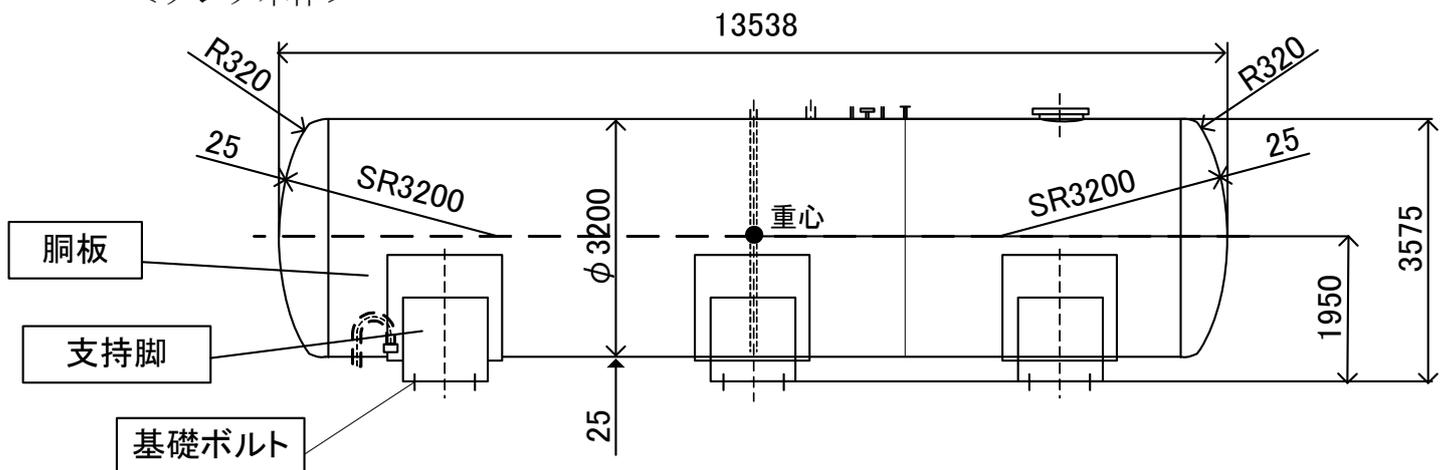


図1 重油タンク構造図

評価部位		材質	寸法
A部	胴板	SS400	t25
B部	支持脚	SS400	t25
C部	基礎ボルト	SNB7	M48

表1 重油タンク評価部位

2. 評価内容

重油タンク全高、全幅をカバーする範囲を受圧範囲として JEAG4601-1987 の横置円筒形容器の応力評価を準用する。

(1) 圧力荷重

竜巻による圧力荷重を次の条件で算出する。

ここで、受圧面積は、図1の通り、高さを 3792mm（全高）、幅を 13998mm（全長）として算出する。

評価部位	最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m ²)	ガスト 影響係数 $G※1$	風力 係数 $C※2$	空気密度 $\rho※3$ (kg/m ³)	受圧面積 (全高×全幅) A (m ²)
A部	100	8900	1	1.2	1.22	53.1
B部	100	8900	1	1.2	1.22	53.1
C部	100	8900	1	1.2	1.22	53.1

※1：原子力発電所の竜巻影響評価ガイド

※2：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）の「表 A6.16 部材の風力係数 C」より選択

※3：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} を算出した結果を示す。

・風圧力 P_D

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

ここで、設計用速度圧 q は以下の式で求まる。

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

・複合荷重 W_{T1}

$$W_{T1} = W_P$$

ここで、気圧差による荷重 W_P は以下の式で求まる。

$$W_P = \Delta P \cdot A$$

・複合荷重 W_{T2}

$$W_{T2} = W_w + 0.5 W_p + W_M$$

ここで、風圧力による荷重 W_w 、気圧差による荷重 W_p および設計飛来物による衝撃荷重 W_M は、以下の式で求まる。

$$W_w = P_D$$

$$W_p = \triangle P \cdot A$$

$$W_M = (\text{別途算出})$$

評価 部位	設計用 速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P _D (N)	風圧力に よる荷重 W _w (N)	気圧差に よる荷重 W _p (N)	設計飛来物に よる衝撃荷重 W _M (N)	複合荷重 W _{T1} (N)	複合荷重 W _{T2} (N)
A部	6.10×10 ³	3.89×10 ⁵	3.89×10 ⁵	4.72×10 ⁵	2.51×10 ⁶	—	3.13×10 ⁶
B部	6.10×10 ³	3.89×10 ⁵	3.89×10 ⁵	4.72×10 ⁵	2.51×10 ⁶	—	3.13×10 ⁶
C部	6.10×10 ³	3.89×10 ⁵	3.89×10 ⁵	4.72×10 ⁵	2.51×10 ⁶	—	3.13×10 ⁶

(2) 発生応力

竜巻によって荷重 W が重心位置に発生するため、JEAG4601-1987の横置円筒形容器の応力評価を準用し、地震荷重を竜巻による荷重に置き換えて以下のように応力を求める。

ここで、荷重の置き換えとして地震水平荷重が、 $F = m_0 \cdot a_H$ で算出されることから、竜巻による荷重換算の加速度 a_H は次式となる。

$$a_H = W/m_0$$

また、長手方向と横方向は竜巻による荷重換算の加速度をそれぞれの方向に与えて評価を行う（保守的に大きい方の応力を評価に用いる）。

<胴の応力評価>

(a) 脚の受ける質量

脚にかかる質量は、モーメントの釣合より求める。

・脚に作用する荷重

$$R_1 = R_3 = \frac{(m_0 - 3m_s)g - R_2}{2}$$

$$R_2 = \frac{5\omega \cdot l_o}{4} - \frac{3M_1}{l_o}$$

$$\omega = \frac{(m_0 - 3m_s)g}{l_L + \frac{4}{3}l_H}$$

$$R = \max(R_1, R_2)$$

(b) 曲げモーメント

胴は集中荷重を受ける梁として考える。

図 2 において脚つけ根部における曲げモーメント M_1 、 M_2 及び M_3 は次による。

・脚つけ根の部分における曲げモーメント

$$M_1 = M_3 = \frac{1}{2} \omega \left(\frac{2}{3} l_H + \frac{l_L - 2l_o}{2} \right)^2$$

$$M_2 = \frac{\omega \cdot l_o^2}{8} - \frac{M_1}{2}$$

$$M = \max(M_1, M_2)$$

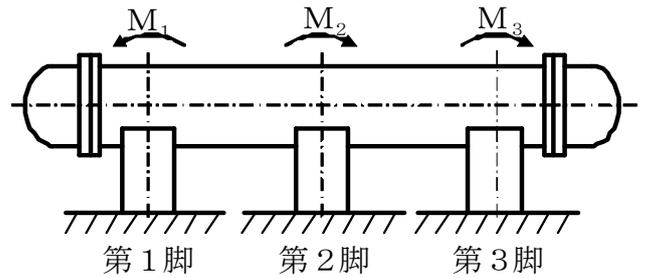


図 2 脚の位置での曲げモーメント

(c) 静水頭による応力

$$\sigma_{\phi 1} = \frac{\rho \cdot g \cdot H \times 10^{-6} \cdot D_i}{2t}$$

$$\sigma_{x 1} = 0$$

(d) 運転時質量により生じる長手方向曲げモーメントによる応力

(b) 項で求めた曲げモーメントにより胴の脚つけ根部に生じる応力は、次のようにして求められる。

参考文献(1)によれば、この曲げモーメントは胴の断面に対して一様に作用するものではなく、脚取付部において円周方向の曲げモーメントに置換され、胴の局部変形を生じさせようとする。

今、長手方向の曲げモーメントによる胴の応力の影響範囲を胴下端から θ の点とすると、長手方向曲げモーメントに対する胴の有効断面積は、図 3 及び図 4 に 2θ で示される円殻である。したがって、応力は次式で表される。

$$\sigma_{x2} = \frac{M}{Z}$$

ここで、

$$r_m = \frac{D_i + t_e}{2}, \quad Z = r_m^2 \cdot t_e \left\{ \frac{\theta + \sin \theta \cdot \cos \theta - 2 \sin^2 \theta / \theta}{\sin \theta / \theta - \cos \theta} \right\}$$

t_e は、 t あるいは $(t + t_w)$ をとるものとし、 θ は以下の式で表される。

- ・有効範囲に当板板厚を含めない場合 ($t_e = t$)

$$\theta = \pi - \frac{5}{6} \theta_0$$

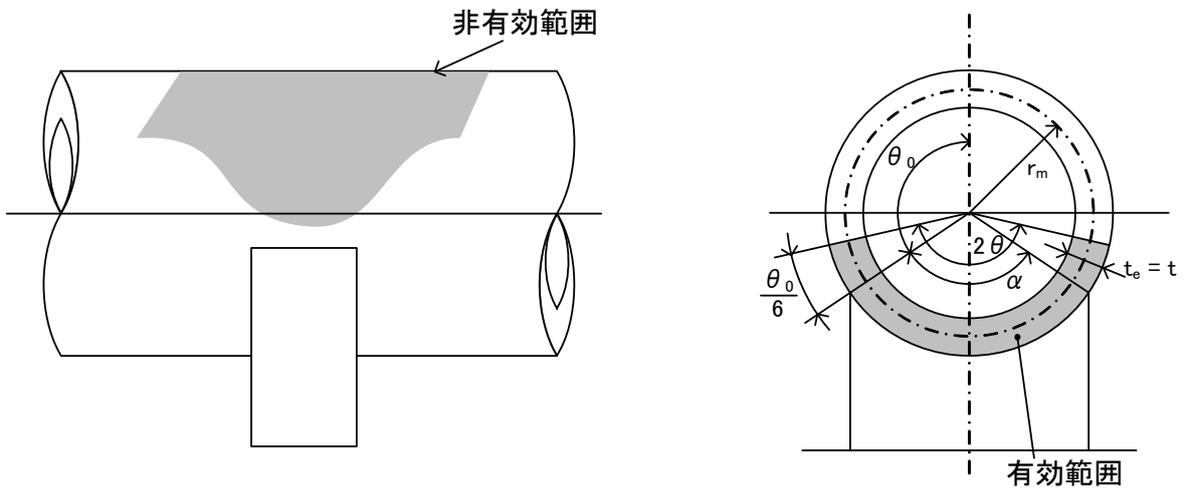


図 3 当板板厚を含めない場合の脚つけ根部における
 胴の有効断面係数の計算に用いる記号説明図

- 当板板厚を含める場合 ($t_e = t + t_w$ ただし当板の範囲は周方向に 2θ 以上、軸方向に脚端部より 0.55 以上とする)

$$\theta = \frac{\alpha}{2} + \frac{\frac{D_o}{20}}{\frac{D_i}{2} + (t + t_w)}$$

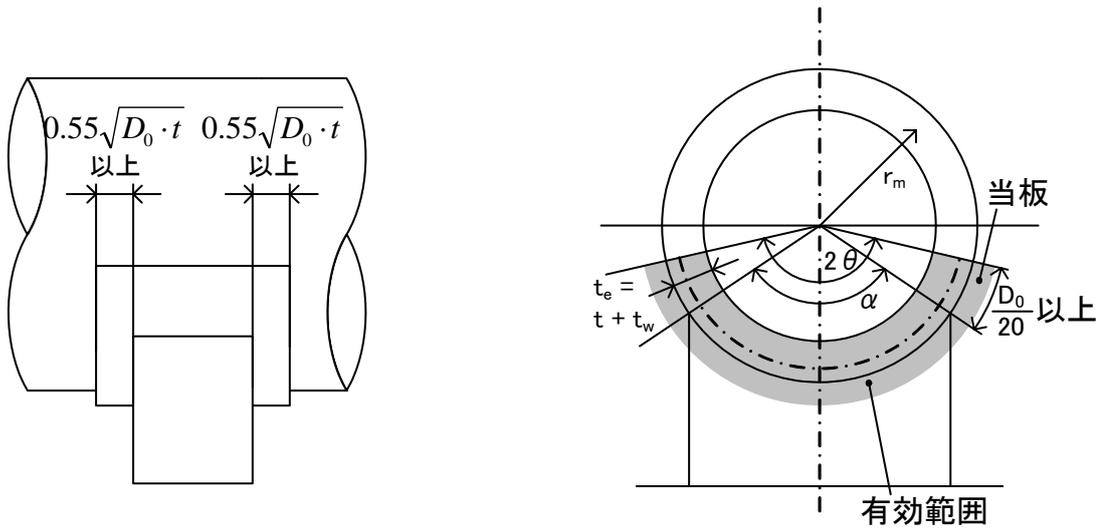


図 4 当板板厚を含める場合の脚つけ根部における
 胴の有効断面係数の計算に用いる記号説明図

(e) 運転時質量による脚つけ根部の応力

胴の脚つけ根部には、脚反力による局部応力が生じる。

胴の第 1 脚つけ根部に作用する反力は、次による。

運転時質量による反力

$$P = R$$

この反力 P により生じる胴の局部応力は、参考文献(2)により、次のように求める。

$$\gamma = r_m / t_e, \quad \beta_1 = C_1 / r_m, \quad \beta_2 = C_2 / r_m$$

$\beta_1 / \beta_2 \geq 1$ のとき

$$\beta = \left\{ 1 - \frac{1}{3} (\beta_1 / \beta_2 - 1) (1 - K_1^*) \right\} \sqrt{\beta_1 \cdot \beta_2}$$

$\beta_1 / \beta_2 < 1$ のとき

$$\beta = \left\{ 1 - \frac{4}{3} (1 - \beta_1 / \beta_2) (1 - K_2^*) \right\} \sqrt{\beta_1 \cdot \beta_2}$$

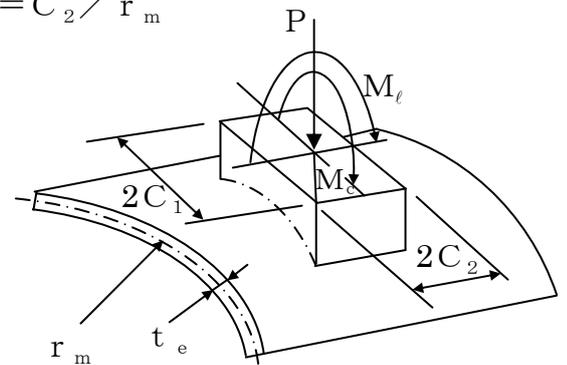


図 5 脚が胴に及ぼす力の関係

脚取付部の胴の局部応力は、シェルパラメータ γ 及びアタッチメントパラメータ β によって、参考文献(2)の表により値を求める（以下*を付記する。）ことにより、応力は次による。

反力 P により生じる応力

$$\sigma_{\phi 3} = \left(\frac{N_{\phi}}{P / r_m} \right)^* \left(\frac{P}{r_m \cdot t_e} \right)$$

$$\sigma_{x 3} = \left(\frac{N_x}{P / r_m} \right)^* \left(\frac{P}{r_m \cdot t_e} \right)$$

(f) 竜巻荷重（長手方向）による脚つけ根部の応力

胴の脚つけ根部に作用する曲げモーメント及び鉛直方向荷重（偶力）は、次による。

$$M_{\ell} = \frac{1}{6} a_H (m_0 - m_s) h_1$$

$$P_{\ell} = a_H (m_0 - m_s) \frac{h_2 - \frac{1}{2}h_1}{2\ell_0}$$

曲げモーメント M_{ℓ} と鉛直荷重 P_{ℓ} により生じる胴の局部応力は(e)と同様な方法で参考文献(2)により求める。

・曲げモーメント M_{ℓ} により生じる応力
一次応力

$$\sigma_{\phi 4 1} = \left(\frac{N_{\phi}}{M_{\ell} / (r_m^2 \cdot \beta)} \right)^* \left(\frac{M_{\ell}}{r_m^2 \cdot \beta \cdot t_e} \right) C_{\ell}^*$$

$$\sigma_{x 4 1} = \left(\frac{N_x}{M_{\ell} / (r_m^2 \cdot \beta)} \right)^* \left(\frac{M_{\ell}}{r_m^2 \cdot \beta \cdot t_e} \right) C_{\ell}^*$$

二次応力

$$\sigma_{2\phi 4 1} = \left(\frac{M_{\phi}}{M_{\ell} / (r_m \cdot \beta)} \right)^* \left(\frac{6M_{\ell}}{r_m \cdot \beta \cdot t_e^2} \right)$$

$$\sigma_{2x 4 1} = \left(\frac{M_x}{M_{\ell} / (r_m \cdot \beta)} \right)^* \left(\frac{6M_{\ell}}{r_m \cdot \beta \cdot t_e^2} \right)$$

ここで、アタッチメントパラメータ β_{ℓ} は次による。ただし、二次応力

を求める場合はさらに K_ℓ^* を乗じた値とする。

$$\beta_\ell = \sqrt[3]{\beta_1 \cdot \beta_2^2}$$

- 鉛直方向荷重 P_ℓ により生じる応力は、次による
一次応力

$$\sigma_{\phi 4 2} = \left(\frac{N_\phi}{P_\ell / r_m} \right)^* \left(\frac{P_\ell}{r_m \cdot t_e} \right)$$

$$\sigma_{x 4 2} = \left(\frac{N_x}{P_\ell / r_m} \right)^* \left(\frac{P_\ell}{r_m \cdot t_e} \right)$$

二次応力

$$\sigma_{2\phi 4 2} = \left(\frac{M_\phi}{P_\ell} \right)^* \left(\frac{6 P_\ell}{t_e^2} \right)$$

$$\sigma_{2x 4 2} = \left(\frac{M_x}{P_\ell} \right)^* \left(\frac{6 P_\ell}{t_e^2} \right)$$

また、水平方向荷重により胴に生じる引張応力は、次による。

$$\sigma_{x 4 3} = \frac{a_H(m_0 - m_s)}{\pi (D_i + t) t}$$

したがって、曲げモーメント M_ℓ 、鉛直方向荷重 P_ℓ 及び水平方向荷重により生じる胴の応力は、次による。

一次応力

$$\sigma_{\phi 4} = \sigma_{\phi 4 1} + \sigma_{\phi 4 2}$$

$$\sigma_{x 4} = \sigma_{x 4 1} + \sigma_{x 4 2} + \sigma_{x 4 3}$$

二次応力

$$\sigma_{2\phi 4} = \sigma_{2\phi 4 1} + \sigma_{2\phi 4 2}$$

$$\sigma_{2x 4} = \sigma_{2x 4 1} + \sigma_{2x 4 2}$$

また、竜巻荷重（長手方向）が作用した場合、胴の第1脚つけ根部に生じるせん断応力は、次による。

$$\tau_\ell = \frac{a_H(m_0 - m_s)}{12 C_2 \cdot t}$$

(g) 竜巻荷重（横方向）による脚つけ根部の応力

竜巻荷重（横方向）が作用した場合、胴の第1脚つけ根部の曲げモーメント M_c は次による。

$$M_c = (a_H/g) \cdot R \cdot r_o$$

$$r_o = \frac{D_i}{2} + t_e$$

この曲げモーメント M_c により生じる胴の局部応力は、(e)、(f)と同様な方法で参考文献(2)より求められる。

シェルパラメータ γ は(e)と同じであるが、アタッチメントパラメータ β_c は、次による。ただし、二次応力を求める場合はさらに K_c^* を乗じた値とする。

$$\beta_c = \sqrt[3]{\beta_1^2 \cdot \beta_2}$$

・曲げモーメント M_c により生じる応力は次による。

一次応力

$$\sigma_{\phi 5} = \left(\frac{N_\phi}{M_c / (r_m^2 \cdot \beta)} \right)^* \left(\frac{M_c}{r_m^2 \cdot \beta_c \cdot t_e} \right) C_c^*$$

$$\sigma_{x 5} = \left(\frac{N_x}{M_c / (r_m^2 \cdot \beta)} \right)^* \left(\frac{M_c}{r_m^2 \cdot \beta_c \cdot t_e} \right) C_c^*$$

二次応力

$$\sigma_{2\phi 5} = \left(\frac{M_\phi}{M_c / (r_m \cdot \beta)} \right)^* \left(\frac{6M_c}{r_m \cdot \beta_c \cdot t_e^2} \right)$$

$$\sigma_{2x 5} = \left(\frac{M_x}{M_c / (r_m \cdot \beta)} \right)^* \left(\frac{6M_c}{r_m \cdot \beta_c \cdot t_e^2} \right)$$

また、竜巻荷重（横方向）が作用した場合、胴の第1脚のつけ根部に生じるせん断力は、次による。

$$\tau_c = \frac{a_H/g \cdot R}{4C_1 \cdot t}$$

(h) 組合せ応力

(c)~(g)によって算出される胴の応力は以下により組み合わせられる。

・一次一般膜応力

i) 竜巻荷重（長手方向）が作用した場合

$$\begin{aligned}\sigma_{0\ell\phi} &= \sigma_{\phi 1} \\ \sigma_{0\ell x} &= \sigma_{x 1} + \sigma_{x 2} + \sigma_{x 4 3} \\ \sigma_{0\ell} &= \text{Max}(\sigma_{0\ell\phi}, \sigma_{0\ell x})\end{aligned}$$

ii) 竜巻荷重（横方向）が作用した場合

$$\begin{aligned}\sigma_{0c\phi} &= \sigma_{\phi 1} \\ \sigma_{0cx} &= \sigma_{x 1} + \sigma_{x 2} \\ \sigma_{0c} &= \text{Max}(\sigma_{0c\phi}, \sigma_{0cx})\end{aligned}$$

したがって、胴に生じる一次一般膜応力の最大値は、次による。

$$\sigma_0 = \text{Max}(\sigma_{0\ell}, \sigma_{0c})$$

• 一次応力（膜+曲げ）

i) 竜巻荷重（長手方向）が作用した場合

$$\begin{aligned}\sigma_{1\ell\phi} &= \sigma_{\phi 1} + \sigma_{\phi 3} + \sigma_{\phi 4} \\ \sigma_{1\ell x} &= \sigma_{x 1} + \sigma_{x 2} + \sigma_{x 3} + \sigma_{x 4} \\ \sigma_{1\ell} &= \frac{1}{2} \left\{ \sigma_{1\ell\phi} + \sigma_{1\ell x} + \sqrt{(\sigma_{1\ell\phi} - \sigma_{1\ell x})^2 + 4\tau_\ell^2} \right\}\end{aligned}$$

ii) 竜巻荷重（横方向）が作用した場合

$$\begin{aligned}\sigma_{1c\phi} &= \sigma_{\phi 1} + \sigma_{\phi 3} + \sigma_{\phi 5} \\ \sigma_{1cx} &= \sigma_{x 1} + \sigma_{x 2} + \sigma_{x 3} + \sigma_{x 5} \\ \sigma_{1c} &= \frac{1}{2} \left\{ \sigma_{1c\phi} + \sigma_{1cx} + \sqrt{(\sigma_{1c\phi} - \sigma_{1cx})^2 + 4\tau_c^2} \right\}\end{aligned}$$

したがって、胴に生じる一次応力（膜+曲げ）の最大値は、次による。

$$\sigma_1 = \text{Max}(\sigma_{1\ell}, \sigma_{1c})$$

• 竜巻荷重のみによる一次+二次応力の変動値

i) 竜巻荷重（長手方向）が作用した場合

$$\begin{aligned}\sigma_{2\ell\phi} &= \sigma_{\phi 4} + \sigma_{2\phi 4} \\ \sigma_{2\ell x} &= \sigma_{x 4} + \sigma_{2x 4} \\ \sigma_{2\ell} &= \frac{1}{2} \left\{ \sigma_{2\ell\phi} + \sigma_{2\ell x} + \sqrt{(\sigma_{2\ell\phi} - \sigma_{2\ell x})^2 + 4\tau_\ell^2} \right\}\end{aligned}$$

ii) 竜巻荷重（横方向）が作用した場合

$$\begin{aligned}\sigma_{2c\phi} &= \sigma_{\phi 5} + \sigma_{2\phi 5} \\ \sigma_{2cx} &= \sigma_{x 5} + \sigma_{2x 5} \\ \sigma_{2c} &= \frac{1}{2} \left\{ \sigma_{2c\phi} + \sigma_{2cx} + \sqrt{(\sigma_{2c\phi} - \sigma_{2cx})^2 + 4\tau_c^2} \right\}\end{aligned}$$

したがって、胴に生じる一次+二次応力の変動値の最大値は、次による。

$$\sigma_2 = \text{Max}(\sigma_{2\ell}, \sigma_{2c})$$

<脚の応力計算>

脚の受ける質量の大きい方について計算する。

(a) 運転時質量による応力

$$\sigma_{s1} = \frac{R + m_s \cdot g}{A_s}$$

(b) 竜巻荷重（長手方向）による応力

曲げ、圧縮応力は、次による。

$$\sigma_{s2} = \frac{M_{\ell 1}}{Z_{s y}} + \frac{P_{\ell}}{A_s}$$

$$\text{ここで、} M_{\ell 1} = \frac{1}{6} a_H \cdot m_0 \cdot h_1$$

せん断応力は、次による。

$$\tau_{s2} = \frac{a_H \cdot m_0}{A_{s3}}$$

(c) 竜巻荷重（横方向）による応力

曲げ応力は、次による。

$$\sigma_{s3} = \frac{a_H(R/g + m_s)h_2}{Z_{s x}}$$

せん断応力は、次による。

$$\tau_{s3} = \frac{a_H(R/g + m_s)}{A_{s4}}$$

(d) 組合せ応力

・ 竜巻荷重（長手方向）が作用した場合

$$\sigma_{s\ell} = \sqrt{(\sigma_{s1} + \sigma_{s2})^2 + 3\tau_{s2}^2}$$

・ 竜巻荷重（横方向）が作用した場合

$$\sigma_{sc} = \sqrt{(\sigma_{s1} + \sigma_{s3})^2 + 3\tau_{s3}^2}$$

したがって、脚に生じる最大応力は、次による。

$$\sigma_s = \text{Max}(\sigma_{s\ell}, \sigma_{sc})$$

(e) 圧縮と曲げの組合せ

設計・建設規格 JSME S NC1-2005/2007 SSB-3121.1 に基づき座屈評価を実施する。

$$\frac{\sigma_{scb}}{1.5f_c} + \frac{\sigma_{sbb}}{1.5f_b}$$

ここで、

$$\sigma_{scb} = \sigma_{s1}$$

$$\sigma_{sbb} = \sigma_{s2} \text{ または } \sigma_{s3}$$

<基礎ボルトの応力評価>

(a) 竜巻荷重（長手方向）が作用した場合

・引張応力

竜巻荷重（長手方向）が作用した場合に脚底面に働く曲げモーメントは、次による。

$$M = M_{\ell 1}$$

竜巻荷重（長手方向）が作用した場合の鉛直方向荷重は、次による。

$$P_s = (R + m_s \cdot g) - P_\ell$$

モーメントと圧縮荷重の比を、

$$e_1 = M / P_s$$

とすると、 e_1 が負の場合及び、

$$e_1 > \frac{a}{6} + \frac{d_1}{3}$$

の時、基礎ボルトに引張力が生じ、この引張力は次式のようにして求められる。

今、中立軸の位置 X_1 を

$$X_1^3 + 3\left(e_1 - \frac{a}{2}\right)X_1^2$$

$$- \frac{6s \cdot A_b \cdot n_1}{b} \left(e_1 + \frac{a}{2} - d_1\right) (a - d_1 - X_1) = 0$$

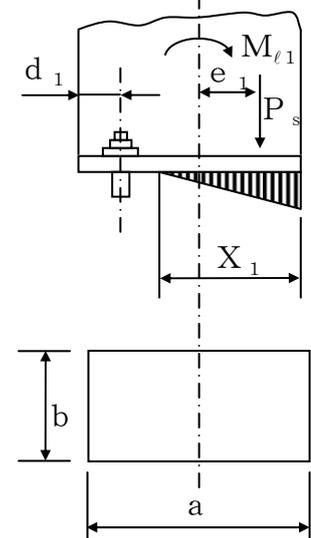


図6 長手方向竜巻荷重によって基礎歩に作用する外荷重より生じる荷重の関係図

より求めると、基礎ボルトに生じる引張力は、

$$F_{b\ell} = \frac{P_s \left(e_1 - \frac{a}{2} + \frac{X_1}{3} \right)}{a - d_1 - \frac{X_1}{3}}$$

となる。

したがって、基礎ボルトに生じる引張応力は次のようになる。

$$\sigma_{b\ell} = \frac{F_{b\ell}}{n_1 \cdot A_b}$$

・せん断応力

$$\tau_{b\ell} = \frac{a_H \cdot m_0}{n \cdot A_b}$$

(b) 竜巻荷重（横方向）が作用した場合

脚底面に働くモーメントは、

$$M_{c1} = \left(\frac{R}{g} + m_s \right) a_H \cdot h_2$$

鉛直荷重は、

$$P_{s1} = R + m_s \cdot g$$

モーメントと圧縮荷重の比を

$$e_2 = M_{c1} / P_{s1}$$

とすると、 e_2 が負の場合及び

$$e_2 > \frac{b}{6} + \frac{d_2}{3}$$

の時、基礎ボルトに引張力が生じる。

i) 基礎ボルトが長手方向から見て2列の場合

(a)項と同様にして、基礎ボルトに生じる引張応力は以下の式により求まる。

$$X_2^3 + 3 \left(e_2 - \frac{b}{2} \right) X_2^2 - \frac{6s \cdot A_b \cdot n_2}{a} \left(e_2 + \frac{b}{2} - d_2 \right) (b - d_2 - X_2) = 0$$

$$F_{bc} = \frac{P_{s1} \left(e_2 - \frac{b}{2} + \frac{X_2}{3} \right)}{b - d_2 - \frac{X_2}{3}}$$

$$\sigma_{bc} = \frac{F_{bc}}{n_2 \cdot A_b}$$

ii) 基礎ボルトが長手方向から見て4列の場合

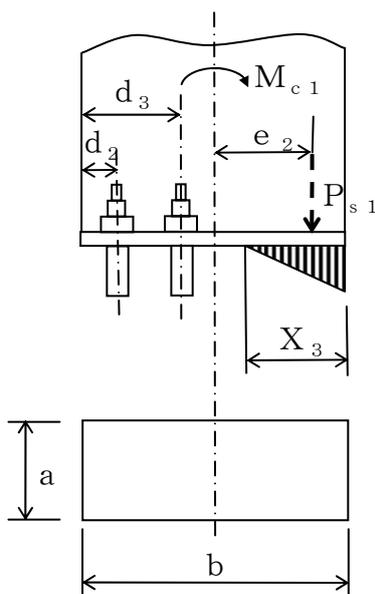


図7 基礎ボルトが長手方向から見て4列の場合の横方向
 竜巻荷重によって基礎部に作用する外荷重より生じる
 荷重の関係図

$$f(X) = X^3 - 3 \left(\frac{b}{2} - e_2 \right) X^2 + \frac{6s \cdot A_b \cdot n_2}{a} \left\{ (b - d_2 - d_3 + 2e_2)X - (b - d_2) \left(\frac{b}{2} - d_2 \right) - (b - d_3) \left(\frac{b}{2} - d_3 \right) - e_2(2b - d_2 - d_3) \right\}$$

の式から、

$$\text{条件式} \begin{cases} f(d_3) > 0 \text{ かつ } f(b - d_3) < 0, \text{ 又は} \\ f(d_3) < 0 \text{ かつ } f(b - d_3) > 0 \end{cases}$$

のとき、中立軸 X_3 及び基礎ボルトに生じる引張応力は以下の式により求まる。

$$X_3^3 - 3\left(\frac{b}{2} - e_2\right)X_3^2 + \frac{6s \cdot A_b \cdot n_2}{a} \left\{ (b - d_2 - d_3 + 2e_2)X_3 - (b - d_2)\left(\frac{b}{2} - d_2\right) - (b - d_3)\left(\frac{b}{2} - d_3\right) - e_2(2b - d_2 - d_3) \right\} = 0$$

$$F_{bc} = \frac{P_{s1} \{ 2s(b - d_2 - X_3) \cdot n_2 \cdot A_b \}}{a \cdot X_3^2 - 2s(2b - d_2 - d_3 - 2X_3) n_2 \cdot A_b}$$

$$\sigma_{bc} = \frac{F_{bc}}{n_2 \cdot A_b}$$

なお、条件式を満たさない場合は、中立軸 X_4 及び基礎ボルトに生じる引張応力は以下の式により求まる。

$$X_4^3 + 3\left(e_2 - \frac{b}{2}\right)X_4^2 - \frac{6s \cdot A_b \cdot n_2}{a} \left(e_2 + \frac{b}{2} - d_2\right)(b - d_2 - X_4) = 0$$

$$F_{bc} = \frac{P_{s1} \left(e_2 - \frac{b}{2} + \frac{X_4}{3}\right)}{b - d_2 - \frac{X_4}{3}}$$

$$\sigma_{bc} = \frac{F_{bc}}{n_2 \cdot A_b}$$

したがって、基礎ボルトに生じる引張応力の最大値は、次による。

$$\sigma_b = \text{Max}(\sigma_{b\ell}, \sigma_{bc})$$

・せん断応力

$$\tau_{bc} = \frac{a_H \left(\frac{R}{g} + m_s\right)}{n \cdot A_b}$$

したがって、基礎ボルトに生じるせん断応力の最大値は、次による。

$$\tau_b = \text{Max}(\tau_{b\ell}, \tau_{bc})$$

(3) 参考文献

以下に本評価方針に用いる参考文献を示す。

参考文献(1)

Stresses in Large Horizontal Cylindrical Pressure Vessels on Two Saddle Supports, Welding Research Supplement, Sep. 1951.

参考文献(2)

Wichman, K.R. et al. :Local Stress in Spherical and Cylindrical Shells due to External Loadings, Welding Research Council bulletin, March 1979
revision of WRC bulletin 107/August 1965.

(4) 記号の説明

記号	記号の説明	単位
A_b	基礎ボルトの軸断面積	mm^2
A_s	第1脚の断面積	mm^2
A_{s3}	第1脚の長手方向に対するせん断断面積	mm^2
A_{s4}	第1脚の横方向に対するせん断断面積	mm^2
a	第1脚底板の長手方向幅	mm
a_H	竜巻荷重換算の加速度	m/s^2
b	第1脚底板の横方向幅	mm
C_1	アタッチメントである第1脚の胴への取付部の幅の2分の1(胴の横方向)	mm
C_2	アタッチメントである第1脚の胴への取付部の幅の2分の1(胴の長手方向)	mm
C_c^*	応力の補正係数 (参考文献(2)より得られる値)	—
C_ℓ^*	応力の補正係数 (参考文献(2)より得られる値)	—
D_i	胴の内径	mm
D_o	胴の外径	mm
d_1	第1脚底板端面から基礎ボルト中心までの長手方向の距離	mm
d_2, d_3	第1脚底板端面から基礎ボルト中心までの横方向の距離	mm
e_1	長手方向のベースプレートに作用するモーメントと鉛直荷重の比	mm
e_2	横方向のベースプレートに作用するモーメントと鉛直荷重の比	mm
F_{bc}	竜巻荷重における基礎ボルトの横方向発生応力	MPa
$F_{b\ell}$	竜巻荷重における基礎ボルトの長手方向発生応力	MPa
f_b	脚の許容曲げ応力 支持構造物 (ボルト等を除く) に対して JSME S NC1 SSB-3121.1(1)により規定される値	MPa
f_c	脚の許容圧縮応力 支持構造物 (ボルト等を除く) に対して JSME S NC1 SSB-3121.1(1)により規定される値	MPa
g	重力加速度 ($g = 9.80665$)	m/s^2

記号	記号の説明	単位
H	水頭高さ	mm
h_1	基礎から第1脚の胴付け根部までの高さ	mm
h_2	基礎から胴の中心までの高さ	mm
K_1^*, K_2^*	参考文献(2)によるアタッチメントパラメータの補正係数	—
K_c^*, K_ℓ^*	参考文献(2)によるアタッチメントパラメータの補正係数	—
l_H	鏡板の端から鏡板の丸みの始まる箇所までの長さ	mm
l_L	鏡板の丸みの始まる箇所間の長さ	mm
l_o	脚中心間距離	mm
M	第1脚底板に作用する曲げモーメント	N・mm
M_1	第1脚の脚つけ根の部分におけるモーメント	N・mm
M_2	第2脚の脚つけ根の部分におけるモーメント	N・mm
M_3	第3脚の脚つけ根の部分におけるモーメント	N・mm
M_c	竜巻荷重により胴の第1脚つけ根部に作用する横方向曲げモーメント	N・mm
M_{c1}	竜巻荷重により胴の第1脚底面に作用する横方向曲げモーメント	N・mm
M_ℓ	竜巻荷重により胴の第1脚つけ根部に作用する長手方向曲げモーメント	N・mm
$M_{\ell1}$	竜巻荷重により胴の第1脚底面に作用する長手方向曲げモーメント	N・mm
M_x	胴に生じる軸方向の曲げモーメント	N・mm/mm
M_ϕ	胴に生じる周方向の曲げモーメント	N・mm/mm
m_0	容器の有効運転質量 ^(注)	kg
m_s	脚1本当たりの質量	kg
N_x	胴に生じる軸方向の膜力	N/mm
N_ϕ	胴に生じる周方向の膜力	N/mm

記号	記 号 の 説 明	単位
n	脚 1 個当たりの基礎ボルトの本数	—
n_1	竜巻荷重により引張りを受ける基礎ボルトの長手方向本数	—
n_2	竜巻荷重により引張りを受ける基礎ボルトの横方向本数	—
P	運転時質量により胴の第 1 脚つけ根部に作用する反力	N
P_l	竜巻荷重により胴の第 1 脚つけ根部に働く鉛直方向荷重	N
P_s	竜巻荷重により第 1 脚底部に作用する鉛直方向荷重	N
P_{s1}	竜巻荷重により第 1 脚底部に作用する鉛直方向荷重	N
R	第 1 ～ 3 脚の受ける荷重の最大値	N
R_1	第 1 脚の受ける荷重	N
R_2	第 2 脚の受ける荷重	N
R_3	第 3 脚の受ける荷重	N
r_m	第 1 脚つけ根部における胴の平均半径	mm
r_o	第 1 脚つけ根部における胴の外半径	mm
s	基礎ボルトと基礎の縦弾性係数比 (コンクリートの場合 $s = 10$)	—
t	第 1 脚側胴板の厚さ	mm
t_e	第 1 脚つけ根部における胴の有効板厚	mm
t_w	脚取付部の当板板厚	mm
$X_1 \sim X_4$	基礎が圧縮力を受ける幅	mm
Z	参考文献(2)による胴の断面係数	mm ³
Z_{sx}	第 1 脚の長手方向軸に対する断面係数	mm ³
Z_{sy}	第 1 脚の横方向軸に対する断面係数	mm ³
α	脚の開き角	rad
$\beta, \beta_1, \beta_2, \beta_0, \beta_c$	参考文献(2)によるアタッチメントパラメータ	—
γ	参考文献(2)によるシェルパラメータ	—
θ	参考文献(2)による胴の有効範囲角の 1/2	rad
θ_0	胴体脚端部より鉛直軸までの角度	rad
σ_0	胴の組合せ一次一般膜応力の最大値	MPa

記号	記 号 の 説 明	単 位
σ_{0c}	竜巻荷重が横方向に作用した場合の胴の組合せ一次一般膜応力	MPa
σ_{0cx}	竜巻荷重が横方向に作用した場合の胴の軸方向一次一般膜応力の和	MPa
$\sigma_{0c\phi}$	竜巻荷重が横方向に作用した場合の胴の周方向一次一般膜応力の和	MPa
$\sigma_{0\ell}$	竜巻荷重が作用した場合の胴の長手方向組合せ一次一般膜応力	MPa
$\sigma_{0\ell x}$	竜巻荷重が長手方向に作用した場合の胴の軸方向一次一般膜応力の和	MPa
$\sigma_{0\ell\phi}$	竜巻荷重が長手方向に作用した場合の胴の周方向一次一般膜応力の和	MPa
σ_1	胴の組合せ一次応力の最大値	MPa
σ_{1c}	竜巻荷重が横方向に作用した場合の胴の組合せ一次応力	MPa
σ_{1cx}	竜巻荷重が横方向に作用した場合の胴の軸方向一次応力の和	MPa
$\sigma_{1c\phi}$	竜巻荷重が横方向に作用した場合の胴の周方向一次応力の和	MPa
$\sigma_{1\ell}$	竜巻荷重が長手方向に作用した場合の胴の組合せ一次応力	MPa
$\sigma_{1\ell x}$	竜巻荷重が長手方向に作用した場合の胴の軸方向一次応力の和	MPa
$\sigma_{1\ell\phi}$	竜巻荷重が長手方向に作用した場合の胴の周方向一次応力の和	MPa
σ_2	竜巻荷重のみによる胴の組合せ一次応力と二次応力の和の変動値の最大値	MPa
σ_{2c}	竜巻荷重のみによる横方向胴の組合せ一次応力と二次応力の和	MPa
σ_{2cx}	竜巻荷重が横方向に作用した場合の胴の軸方向一次応力と二次応力の和	MPa
$\sigma_{2c\phi}$	竜巻荷重が横方向に作用した場合の胴の周方向一次応力と二次応力の和	MPa

記号	記 号 の 説 明	単位
$\sigma_{2\ell}$	竜巻荷重が長手方向に作用した場合の胴の組合せ一次+二次応力	MPa
$\sigma_{2\ell x}$	竜巻荷重が長手方向に作用した場合の胴の軸方向一次+二次応力	MPa
$\sigma_{2\ell\phi}$	竜巻荷重が長手方向に作用した場合の胴の周方向一次応力と二次応力の和	MPa
σ_{2x4}	竜巻荷重によって生じる曲げモーメント，鉛直力による胴の軸方向局部曲げ応力	MPa
σ_{2x41}	竜巻荷重によって生じる曲げモーメントによる胴の軸方向局部曲げ応力	MPa
σ_{2x42}	長手方向竜巻荷重によって生じる鉛直力による胴の軸方向局部曲げ応力	MPa
σ_{2x5}	横方向竜巻荷重によって生じる曲げモーメントによる胴の軸方向局部曲げ応力	MPa
$\sigma_{2\phi4}$	長手方向竜巻荷重によって生じる曲げモーメント，鉛直力による胴の周方向局部曲げ応力	MPa
$\sigma_{2\phi41}$	長手方向竜巻荷重によって生じる曲げモーメントによる胴の周方向局部曲げ応力	MPa
$\sigma_{2\phi42}$	長手方向竜巻荷重によって生じる鉛直力による胴の周方向局部曲げ応力	MPa
$\sigma_{2\phi5}$	横方向竜巻荷重によって生じる曲げモーメントによる胴の周方向局部曲げ応力	MPa
σ_b	基礎ボルトに生じる引張応力の最大値	MPa
σ_{bc}	横方向竜巻荷重が作用した場合の基礎ボルトに生じる引張応力	MPa
$\sigma_{b\ell}$	長手方向竜巻荷重が作用した場合の基礎ボルトに生じる引張応力	MPa
σ_s	第1脚の組合せ応力の最大値	MPa
σ_{s1}	運転時質量により第1脚に生じる圧縮応力	MPa
σ_{s2}	竜巻荷重により第1脚に生じる長手方向曲げ及び圧縮応力の和	MPa
σ_{s3}	竜巻荷重により第1脚に生じる横方向曲げ応力	MPa

記号	記 号 の 説 明	単位
σ_{sbb}	脚の座屈評価に用いる曲げ応力	MPa
σ_{scb}	脚の座屈評価に用いる圧縮応力	MPa
σ_{sc}	竜巻荷重が作用した場合の脚の横方向組合せ応力	MPa
$\sigma_{s\ell}$	竜巻荷重が作用した場合の脚の長手方向組合せ応力	MPa
σ_{x1}	静水頭により胴に生じる軸方向一次応力	MPa
σ_{x2}	運転時質量による長手方向曲げモーメントにより胴の第1脚つけ根部に生じる軸方向の一次応力	MPa
σ_{x3}	自重による胴の軸方向局部膜応力	MPa
σ_{x4}	長手方向竜巻荷重によって生じる曲げモーメント、鉛直力及び水平方向荷重による胴の軸方向局部膜応力	MPa
σ_{x41}	長手方向竜巻荷重によって生じる曲げモーメントによる胴の軸方向局部膜応力	MPa
σ_{x42}	長手方向竜巻荷重によって生じる鉛直力による胴の軸方向局部膜応力	MPa
σ_{x43}	長手方向竜巻荷重により生じる水平方向荷重による胴の応力	MPa
σ_{x5}	横方向竜巻荷重によって生じる曲げモーメントによる胴の軸方向局部膜応力	MPa
$\sigma_{\phi 1}$	静水頭により胴に生じる周方向一次応力	MPa
$\sigma_{\phi 3}$	自重による胴の周方向局部膜応力	MPa
$\sigma_{\phi 4}$	長手方向竜巻荷重によって生じる曲げモーメント、鉛直力による胴の周方向局部膜応力	MPa
$\sigma_{\phi 41}$	長手方向竜巻荷重によって生じる曲げモーメントによる胴の周方向局部膜応力	MPa
$\sigma_{\phi 42}$	長手方向竜巻荷重によって生じる鉛直力による胴の周方向局部膜応力	MPa
$\sigma_{\phi 5}$	横方向竜巻荷重によって生じる曲げモーメントによる胴の周方向局部膜応力	MPa
τ_{bc}	竜巻荷重により基礎ボルトに生じる横方向せん断応力	MPa
$\tau_{b\ell}$	竜巻荷重により基礎ボルトに生じる長手方向せん断応力	MPa

記号	記 号 の 説 明	単位
τ_c	竜巻荷重により胴の第1脚つけ根部に生じる横方向せん断応力	MPa
τ_l	竜巻荷重により胴の第1脚つけ根部に生じる長手方向せん断応力	MPa
τ_{s2}	竜巻荷重により第1脚に生じる長手方向せん断応力	MPa
τ_{s3}	竜巻荷重により第1脚に生じる横方向せん断応力	MPa
ρ	液体の比重	t / m ³
ω	胴部自重による等分布荷重	N/mm

(注) 有効運転質量は、容器の満水時及び充満時における質量とする。

なお、満水時の質量とは以下の状態の質量とする。

- ① 開放容器若しくは連続水位制御している圧力容器については、100 %水位における質量
- ② 貯留構造になっていない圧力容器については、想定される最大水量を加えた質量

(5) 許容応力

各部位の許容応力は、JEAG 4601-1987 におけるクラス 2、3 容器及びクラス 2、3 支持構造物の規定に基づく。評価部位及び各部位に対する許容応力を次に示す。

部位	評価規定	応力の種類	許容応力
胴板	クラス 2, 3 容器	一次一般膜応力	$\text{MIN} (S_y, 0.6 S_u)$
		一次応力	上記の 1.5 倍
		一次+二次応力	S_y
支持脚	クラス 2, 3 支持構造物	組合せ応力	1.5ft
		座屈	$\frac{\sigma_{scb}}{1.5f_c} + \frac{\sigma_{sbb}}{1.5f_b}$
基礎ボルト	クラス 2, 3 支持構造物	引張応力	1.5ft
		せん断応力	$1.5f_s$

3. 評価結果

(1) 評価条件

据付場所及び床面高さ (m)	構造概要	最高使用圧力 P_r (MPa)	最高使用温度 (°C)	液体の比重 ρ
屋外	横置円筒形	大気圧	50	0.865

(2) 竜巻評価条件

竜巻の最大風速	竜巻の気圧低下量	設計用速度圧	ガスト係数	風力係数	竜巻による複合荷重	竜巻による複合荷重
V_D (m/s)	ΔP (N/m ²)	q (N/m ²)	G	C	W_{T1} (N)	W_{T2} (N)
100	8.90×10^3	6.10×10^3	1	1.2	—	3.13×10^6

(3) 機器要目

m_o (kg)	m_s (kg)	D_i (mm)	t (mm)	t_e (mm)	ℓ_o (mm)	h_1 (mm)	h_2 (mm)	C_1 (mm)	C_2 (mm)
153000	1932	3200	25	50	4400	1147	1950	1441.4	600

Z_{sx} (mm ³)	Z_{sy} (mm ³)	θ_o (rad)	A_s (mm ²)	E_s (MPa)	A_{s3} (mm ²)	A_{s4} (mm ²)
1.52×10^8	3.00×10^7	2.08	2.24×10^5	2.01×10^5	1.00×10^5	6.03×10^4

s	n	n_1	n_2	a	b	A_b	d_1	d_2	d_3
(-)	(-)	(-)	(-)	(mm)	(mm)	(mm ²)	(mm)	(mm)	(mm)
10	8	4	2	1200	3100	1809.6 (M48)	150	395	945

評価部材	S_y (MPa)	S_u (MPa)	S (MPa)	F (MPa)
胴板	231	394	100	—
支持脚	231	394	—	231
基礎ボルト	725	860	—	602

(4) 結論

評価部材	材料	応力	複合荷重 W_{T2} による応力	
			算出応力	許容応力
胴板	SS400	一次一般膜	$\sigma_0=23$	$S_0=231$
		一次	$\sigma_1=107$	$S_1=346$
		一次+二次	$\sigma_2=222$	$S_{II}=231$
支持脚	SS400	組合せ	$\sigma_s=61$	$1.5 f_t=231$
		圧縮と曲げの組合せ (座屈の評価)	$\frac{\sigma_{scb}}{1.5f_c} + \frac{\sigma_{sbb}}{1.5f_b} \leq 1$	
			0.12	
基礎ボルト	SNB7	引張	$\sigma_b=154$	$1.5 f_t=451$
		せん断	$\tau_b=73$	$1.5 f_s=346$
		組合せ	$\sigma_b=154$	$1.5 f_t=451$

それぞれの算出応力は許容値を満足する。

竜巻影響評価結果④【配管（弁）】

1. 概 要

評価に用いる竜巻による気圧差荷重 (W_p) 並びに風圧力による荷重 (W_w) および気圧差荷重 (W_p) を組み合わせた複合荷重 ($W_w + 0.5W_p$) に対して、配管の健全性が確保されることを確認した。

なお、評価時は、 W_{T1} 及び W_{T2} をそれぞれ作用させ、応力を算出した。

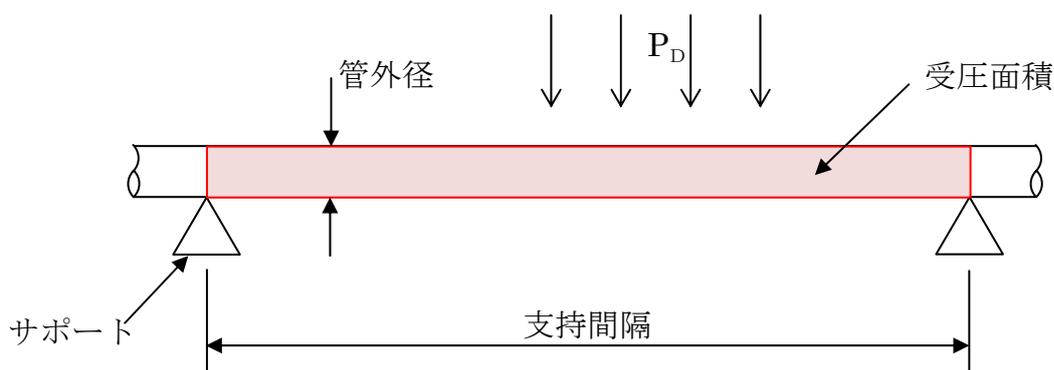


図1 配管モデル図

評価対象となる配管は、下表のとおり。

評価対象	最高使用圧力 P	管外径 D	管厚さ t	支持間隔 L	単位質量 w	材質
海水管	0.7MPa	558.8 mm	9.5mm	11.7m	385.3kg/m	STPY41

2. 評価内容

(1) 圧力荷重

竜巻による圧力荷重を次の条件で算出する。

評価対象	最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m ²)	ガスト 影響係数 G※1	風力 係数 C※2	空気密度 ρ ※3 (kg/m ³)	受圧面積 A※4 (m ²)
海水管	100	8900	1	1.2	1.22	6.54

※1：原子力発電所の竜巻影響評価ガイド

※2：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）の「表 A6.16 部材の風力係数 C」より選択

※3：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）

※4：受圧面積 A は、配管支持間隔に管外径をかけたものとする。

以下の式にて、複合荷重 W_{T1} および W_{T2} を算出した結果を示す。

・風圧力 P_D

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

ここで、設計用速度圧 q は以下の式で求まる。

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

・複合荷重 W_{T1}

$$W_{T1} = W_P$$

ここで、気圧差による荷重 W_P は以下の式で求まる。

$$W_P = \Delta P \cdot A$$

・複合荷重 W_{T2}

$$W_{T2} = W_w + 0.5 W_P + W_M$$

ここで、風圧力による荷重 W_w および気圧差による荷重 W_P は、以下の式で求まる。

$$W_w = P_D$$

$$W_P = \Delta P \cdot A$$

なお、飛来物による荷重 W_M については、運用面等からの対策を実施するため 0 とする。

評価対象	設計用速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P_D (N)	風圧力による荷重 W_w (N)	気圧差による荷重 W_P (N)	複合荷重 W_{T1} (N)	複合荷重 W_{T2} (N)
海水管	6100	47873	47873	58206	58206	76976

(2) 発生値

(a) 配管内圧、自重および複合荷重 W_{T1} による応力

以下の式にて、配管の最高使用圧力、自重および複合荷重 W_{T1} により発生する応力 σ_1 を求める。

$$\sigma_1 = \frac{PD}{4t} + \frac{gwL^2}{8Z} + \frac{(W_{T1}/A)D}{4t}$$

ここで、断面係数 Z は、以下の式より求められる。

$$Z = \frac{\pi}{32D} \{ D^4 - (D - 2t)^4 \}$$

(b) 配管内圧、自重および複合荷重 W_{T2} による応力

以下の式にて、配管の最高使用圧力、自重および複合荷重 W_{T2} により発生する応力 σ_2 を求める。

$$\sigma_2 = \frac{PD}{4t} + \frac{gwL^2}{8Z} + \frac{(W_w/L)L^2}{8Z} + 0.5 \times \frac{(W_p/A)D}{4t}$$

ここで、断面係数 Z は、以下の式より求められる。

$$Z = \frac{\pi}{32D} \{D^4 - (D - 2t)^4\}$$

(3) 許容値

許容値は、JEAG4601-1987 のクラス 2, 3 管（許容応力状態 III_{AS}）の規定に基づく。

評価対象	種別	許容応力状態	応力分類	許容値
海水管	クラス 2, 3 管	III _{AS}	一次応力	S_y

ここで、

S_y : 最高使用温度 (50℃) における設計降伏点 (216MPa)

3. 評価結果

評価対象	評価項目		発生値	許容値
海水管	一次応力	W_{T1}	39.8MPa	216MPa
		W_{T2}	71.4MPa	216MPa

なお、弁の耐圧部については、断面係数が配管に比べて大きく剛性が高いため、配管の評価に包絡される。

配管の板厚について

1. 概要

竜巻により気圧が低下した場合、当該の屋外海水管には、内圧及び気圧低下量分（気圧差）が作用する。

そこで、最高使用圧力と竜巻による気圧差（8900Pa）を重ね合わせた圧力が配管に作用した場合でも、配管の厚さが強度的に問題ないことを確認した。

2. 評価内容

最高使用圧力（0.7MPa）と竜巻による気圧差（8900Pa）を重ね合わせた圧力を用い、配管の厚さが設計建設規格により算出される必要最小厚さ以上であることを確認する。配管の厚さの確認は、公称値によるほか、配管のマイナス側の許容差を考慮した厚さによる確認も併せて行う。

(1) 設計建設規格による必要最小厚さ

設計建設規格の以下の式より算出される計算上必要な厚さと、設計建設規格の表 1 に定める炭素鋼管の必要最小厚さとを比較し、大きい方の値を必要最小厚さとする。

$$t = \frac{PD_0}{2S\eta + 0.8P}$$

ここで、

P：最高使用圧力＋竜巻による気圧差（0.7089MPa）

D₀：管の外径（558.8mm）

η：継手効率（1.0）

S：許容引張応力（70MPa）

〔 材質：STPY41
最高使用温度：50℃ 〕

表 1 炭素鋼管の必要最小厚さ

管の外径 (mm)	管の厚さ (mm)
25 未満	1.4
25 以上 38 未満	1.7
38 以上 45 未満	1.9
45 以上 57 未満	2.2
57 以上 64 未満	2.4
64 以上 82 未満	2.7
82 以上 101 未満	3.0
101 以上 127 未満	3.4
127 以上	3.8

(2) 配管のマイナス側の許容差を考慮した厚さ

JIS G 3457 に規定されている表 2 から以下の式で、配管のマイナス側の許容差を考慮した厚さを算出する。

$$t_{\min} = (\text{厚さの公称値}) - (\text{厚さの公称値}) \times (\text{厚さの許容差})$$

ここで、

厚さの公称値：9.5mm

厚さの許容差：10%

表 2 外径及び厚さの許容差

外径の許容差		±0.5%
厚さの許容差	呼び径 450A 以下	+15% -12.5%
	呼び径 450A を超えるもの	+15% -10%

3. 評価結果

評価対象	必要最小厚さ (mm)	(注 1) 配管の厚さ (mm)
海水管	3.8	9.5 (8.5)

(注 1) 記載値の上段は公称値、下段はマイナス側の許容差を考慮した厚さ。

以上

複合荷重に対する配管の影響評価結果一覧

(1) 原子炉補機冷却海水系統

表 1 配管評価結果 (原子炉補機冷却海水系統)

系統	口径		材質	発生応力 (MPa)		許容値 (MPa)	必要最小厚さ (mm)	配管の厚さ (mm) ※	評価
	呼び径	外径 (mm)		W _{T1}	W _{T2}				
原子炉補機冷却海水系統	28B	711.2	STPY41	42.6	70.1	216	3.8	9.5(8.5)	○
	22B	558.8	STPY41	39.8	71.4	216	3.8	9.5(8.5)	○
	8B	216.3	STPG38-E	33.8	95.1	174	3.8	7(6.3)	○
	2B	60.5	STPG38-E	31.2	142.2	174	2.4	3.9(3.5)	○
	11/2B	48.6	STPG38-E	31.0	148.9	174	2.2	3.7(3.3)	○
	1B	34.0	STPG38-E	29.6	144.5	174	1.7	3.4(3.0)	○
	3/4B	27.2	STPG38-S	29.7	147.4	205	1.7	2.9(2.4)	○

※ 記載値の左記は公称値、右記はマイナス側の許容差を考慮した厚さ

(2) 補助給水系統

表 2 配管評価結果 (補助給水系統)

系統	口径		材質	発生応力 (MPa)		許容値 (MPa)	必要最小厚さ (mm)	配管の厚さ (mm) ※	評価
	呼び径	外径 (mm)		W _{T1}	W _{T2}				
補助給水系統	10B	267.4	SUS304TP-A	16.4	46.9	184	0.1	6.5(5.8)	○
	5B	139.8	SUS304TP-A	9.5	35.0	184	0.1	5.0(4.5)	○
	5B	139.8	SUS304TP	58.5	85.5	205	6.5	9.5(8.3)	○
	4B	114.3	SUS304TP-A	16.0	66.0	184	0.1	4.0(3.6)	○
	11/2B	48.6	SUS304TP	43.7	94.4	205	2.3	5.1(4.4)	○
	3/4B	27.2	SUS304TP-A	17.1	90.5	184	0.1	2.5(2.2)	○

※ 記載値の左記は公称値、右記はマイナス側の許容差を考慮した厚さ

(3) 重油系統

系統	口径		材質	発生応力 (MPa)		許容値 (MPa)	必要最小厚さ (mm)	配管の厚さ (mm) ※	評価
	呼び径	外径 (mm)		W _{T1}	W _{T2}				
重油系統 50A (2B)	60.5	STPT370	—	73.4	215	—	—	—	○

※ 大気開放設備であり、板厚については確認しない

電動弁の耐圧部以外の健全性評価について

1. 概要

評価に用いる竜巻の風圧力による荷重 (W_w) に対して、電動弁の耐圧部以外の健全性が確保されることを確認した。

評価部位は、評価上厳しくなる断面係数が最も小さい弁ヨーク部を選定した。

なお、評価対象弁は、3V-FW-600 と 3V-FW-601 の 2 弁あるが、発生応力の大きい 3V-FW-601 を代表として記載する。

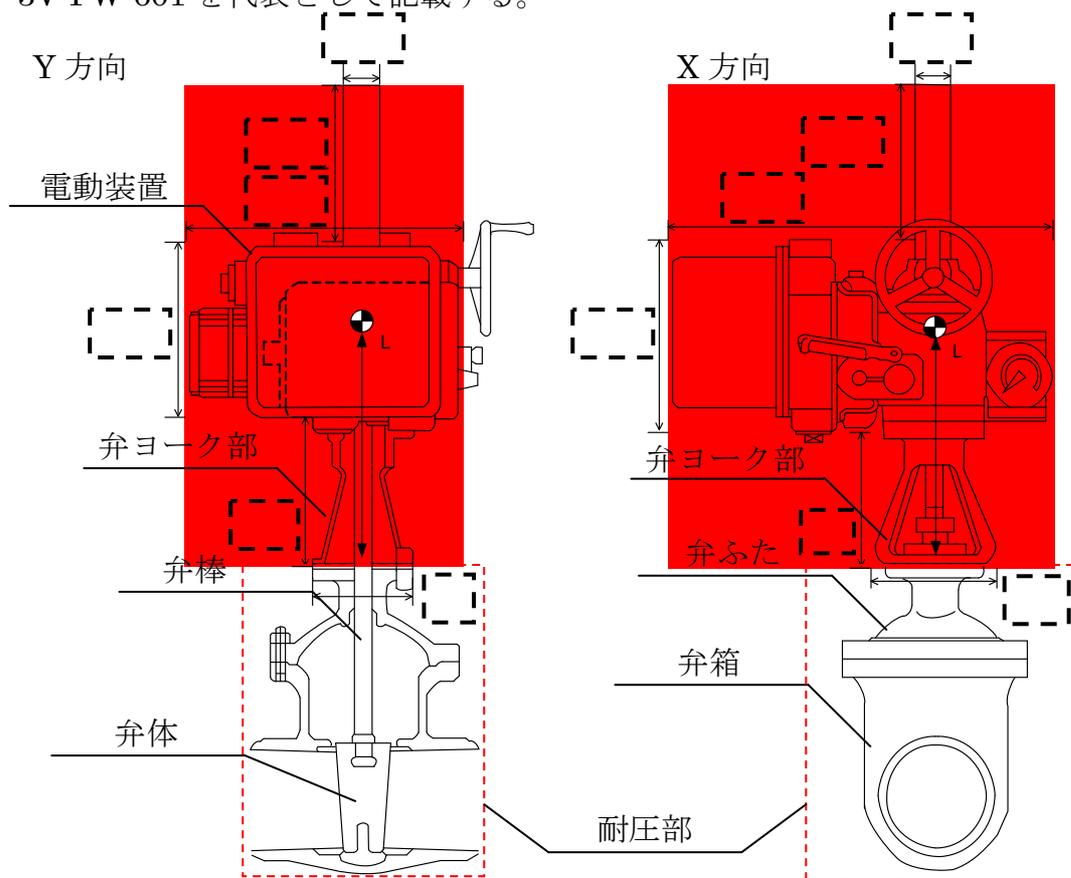


図1 電動弁 (3V-FW-601) 図

評価部位は、下表のとおり。

評価対象	評価部位	材質	電動装置重心から 弁ヨーク部付け根 までの距離 L (mm)	弁ヨーク部の 断面係数 Z (mm ³)
補助給水タンク 出口電動弁	弁ヨーク部	X方向		
		Y方向		

2. 評価内容

(1) 圧力荷重

竜巻による圧力荷重を次の条件で算出する。

評価部位		最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m ²)	ガスト 影響係数 G ※1	風力 係数 C ※2	空気密度 ρ ※3 (kg/m ³)	受圧面積 A ※4 (m ²)
弁ヨーク部	X 方向	100	8900	1	2.4	1.22	0.349
	Y 方向	100	8900	1	2.4	1.22	0.326

※1：原子力発電所の竜巻影響評価ガイド

※2：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）の「表 A6.16 部材の風力係数 C」より選択

※3：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）

※4：受圧面積 A は、図 1 の赤色部分とする。

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} を算出した結果を示す。

・風圧力 P_D

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

ここで、設計用速度圧 q は以下の式で求まる。

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

・複合荷重 W_{T2}

$$W_{T2} = W_w + 0.5 W_p + W_M$$

ここで、風圧力による荷重 W_w および気圧差による荷重 W_p は、以下の式で求まる。

$$W_w = P_D$$

$$W_p = 0$$

なお、飛来物による荷重 W_M については、運用面等からの対策を実施するため 0 とする。

評価部位		設計用 速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P_D (N)	風圧力に よる荷重 W_w (N)	気圧差に よる荷重 W_p (N)	複合荷重 W_{T1} (N)	複合荷重 W_{T2} (N)
弁ヨーク部	X 方向	6100	5101	5101	—	—	5101
	Y 方向	6100	4759	4759	—	—	4759

(2) 発生値

(a) 複合荷重 W_{T2} による応力

曲げモーメント M は次式で算出する。

$$M = W_{T2} \times L$$

最大曲げ応力は次式で算出する。

$$\sigma_{\max} = \frac{M}{Z}$$

ここで、

L : 電動装置重心から弁ヨーク部付け根までの距離 []

Z : 弁ヨーク部の断面係数

(X 方向 : []、Y 方向 [])

(3) 許容値

許容値は、JEAG4601-1991 追補版の P327 の図 3.5.10-3 の一般弁評価手順 (許容応力状態 III_{AS}) の規定に基づく。

評価部位	種別	許容応力状態	応力分類	許容値
弁ヨーク部	クラス N	III _{AS}	一次応力	S_y

ここで、

S_y : 最高使用温度 (40℃) における設計降伏点 (245MPa)

3. 評価結果

評価部位		評価項目	発生値	許容値
弁ヨーク部	X 方向	一次応力	120MPa	245MPa
	Y 方向	一次応力	44MPa	245MPa

以上

竜巻影響評価結果⑤【ろ過装置（海水ストレーナ）】

1. 概要

評価に用いる竜巻の風圧力による荷重 (W_w)、気圧差荷重 (W_p) を組み合わせた複合荷重 ($W_w + 0.5W_p$) により、ろ過装置（海水ストレーナ）に発生する応力を評価し、海水ストレーナの健全性が確保されることを確認した。

なお、評価時は、 W_{T1} 及び W_{T2} をそれぞれ作用させ、応力を算出した。

ここで、評価部位は原子力設備に対する外力による評価基準として耐震評価基準である JEAG4601-1987 を準拠し、評価部位は、胴板、スカート及び基礎ボルトとする。

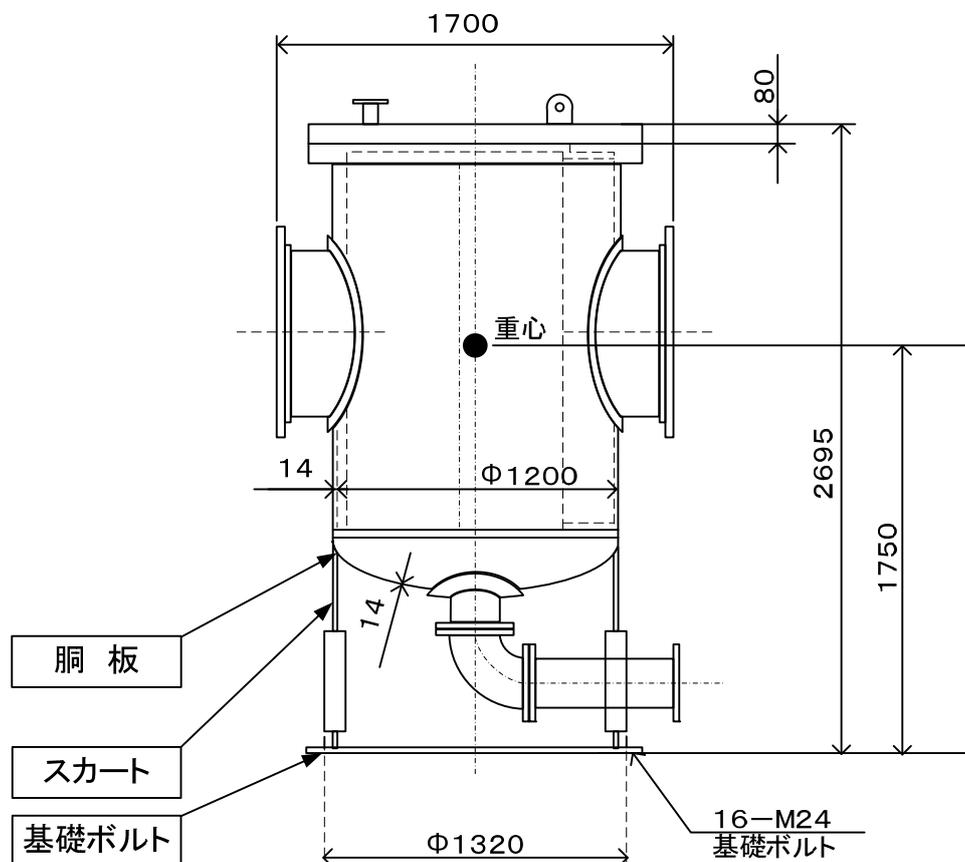


図1 海水ストレーナ構造図

評価部位		材質	寸法
A部	胴板	SM400B	t14
B部	スカート	SM400B	t14
C部	基礎ボルト	SS400	M24

図1 海水ストレーナ評価部位

2. 評価内容

ストレーナ全高、全幅をカバーする範囲を受圧範囲として JEAG4601-1987 のスカート支持たて置円筒形容器の応力評価を準用する。

(1) 圧力荷重

竜巻による圧力荷重を次の条件で算出する。

ここで、受圧面積は、図 1 の通り、高さを 2695mm (全高)、幅を直径 1700mm (全幅) として算出する。

評価部位	最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m ²)	ガスト 影響係数 $G※1$	風力 係数 $C※2$	空気密度 $\rho ※3$ (kg/m ³)	受圧面積 (全高×全幅) A (m ²)
A 部	100	8900	1	1.2	1.22	4.6
B 部	100	8900	1	1.2	1.22	4.6
C 部	100	8900	1	1.2	1.22	4.6

※1：原子力発電所の竜巻影響評価ガイド

※2：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説 (2004) の「表 A6.16 部材の風力係数 C」より選択

※3：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説 (2004)

以下の式にて、複合荷重 W_{T1} および W_{T2} を算出した結果を示す。

・風圧力 P_D

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

ここで、設計用速度圧 q は以下の式で求まる。

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

・複合荷重 W_{T1}

$$W_{T1} = W_P$$

ここで、風圧力による荷重 W_P は以下の式で求まる。

$$W_P = \Delta P \cdot A$$

・複合荷重 W_{T2}

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

ここで、風圧力による荷重 W_W および気圧差による荷重 W_P は、以下の式で求まる。

$$W_W = P_D$$

$$W_P = \Delta P \cdot A$$

なお、飛来物による荷重 W_M については、運用面等からの対策を実施するため 0 とする。

評価 部位	設計用 速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P _D (N)	風圧力に よる荷重 W _w (N)	気圧差に よる荷重 W _p (N)	複合荷重 W _{T1} (N)	複合荷重 W _{T2} (N)
A 部	6.10×10 ³	3.35×10 ⁴	3.35×10 ⁴	4.08×10 ⁴	4.08×10 ⁴	5.39×10 ⁴
B 部	6.10×10 ³	3.35×10 ⁴	3.35×10 ⁴	4.08×10 ⁴	4.08×10 ⁴	5.39×10 ⁴

(2) 発生応力

竜巻によって荷重Wが重心位置に発生するため、JEAG4601-1987 のスカート支持たて置円筒形容器の応力評価を準用し、地震荷重の代わりに竜巻による荷重に置き換えて以下のように応力を求める。

ここで、荷重の置き換えとして地震水平荷重が、 $F = m_0 \cdot a_H$ で算出されることから、竜巻による荷重換算の加速度 a_H は次式となる。

$$a_H = W/m_0$$

< 胴の一次応力評価 >

(a) 内圧による応力

$$\sigma_{\phi 1} = \frac{P_r(D_i + 1.2t)}{2t}, \quad \sigma_{x1} = \frac{P_r(D_i + 1.2t)}{4t}$$

(b) 自重による応力

$$\sigma_{x2} = \frac{m_0 \cdot g}{\pi(D_i + t)t}$$

(c) 竜巻による応力

$$\sigma_{x4} = \frac{4m_0 \cdot a_H \cdot \ell}{\pi(D_i + t)^2 t}, \quad \tau = \frac{2m_0 \cdot a_H}{\pi(D_i + t)t}$$

(d) 組合せ応力

周方向応力

$$\sigma_{\phi} = \sigma_{\phi 1}$$

軸方向応力

$$\sigma_x = \sigma_{x2} + \sigma_{x4}$$

組合せ一次応力

$$\sigma_I = \frac{1}{2} \left[(\sigma_x + \sigma_{\phi}) + \sqrt{(\sigma_x - \sigma_{\phi})^2 + 4\tau^2} \right]$$

(e) 軸圧縮荷重及び曲げモーメントによる圧縮膜応力

軸圧縮荷重による膜応力

$$\sigma_{xc} = \sigma_{x2}$$

曲げモーメントによる圧縮膜応力

$$\sigma_{xb} = \sigma_{x4}$$

<胴の座屈評価>

補助給水タンクに軸圧縮荷重と曲げモーメントが負荷されるため、座屈を防止する観点から次の不等式を満足することを確認する。

$$\frac{\alpha_1(P/A)}{f_c} + \frac{\alpha_1(M/Z)}{f_b} \leq 1$$

ここで、 (P/A) に σ_{xc} を、 (M/Z) に σ_{xb} を代入して評価する。

(P) : 軸圧縮荷重 (N)、 (A) : 容器の断面積 (mm^2)、 (Z) : 断面係数 (mm^3)、

f_c : 軸圧縮荷重に対する座屈応力 (MPa)、 f_b : 曲げモーメントに対する座屈応力 (MPa)、 α_1 : 安全率

以下の式から、 f_c 、 f_b 、 α_1 を決定する。

- 軸圧縮荷重に対する座屈応力 (f_c) の算出

$$f_c = \begin{cases} F & (\eta_B \leq \eta_1) \\ F \times \left[1 - \frac{1}{6,800 \times g} \{F - \phi_c(\eta_2)\} (\eta_B - \eta_1)\right] & (\eta_1 < \eta_B < \eta_2) \\ \phi_c(\eta_B) & (\eta_2 \leq \eta_B \leq 800) \end{cases}$$

$$\text{ここで、} \phi_c(\eta_B) = 0.6 \frac{E}{\eta_B} \left[1 - 0.901 \left\{1 - \exp\left(-\frac{1}{16} \sqrt{\eta_B}\right)\right\}\right]$$

- 曲げモーメントに対する座屈応力 (f_b) の算出

$$f_b = \begin{cases} F & (\eta_B \leq \eta_1) \\ F \times \left[1 - \frac{1}{8,400 \times g} \{F - \phi_b(\eta_3)\} (\eta_B - \eta_1)\right] & (\eta_1 < \eta_B < \eta_3) \\ \phi_b(\eta_B) & (\eta_3 \leq \eta_B \leq 800) \end{cases}$$

$$\text{ここで、} \phi_b(\eta_B) = 0.6 \frac{E}{\eta_B} \left[1 - 0.731 \left\{1 - \exp\left(-\frac{1}{16} \sqrt{\eta_B}\right)\right\}\right]$$

- 安全率 (α_1)

安全率は、各荷重の組合せに対して

$$\alpha_1 = \begin{cases} 1.0 & (\eta_B \leq \eta_1) \\ 1.0 + \frac{F}{13,600 \times g} (\eta_B - \eta_1) & (\eta_1 < \eta_B < \eta_2) \\ 1.5 & (\eta_B \geq \eta_2) \end{cases}$$

ここで、 $\eta_B = \frac{R_B}{t}$ 、 $\eta_1 = 1200 \text{ g/F}$ 、 $\eta_2 = 8000 \text{ g/F}$ 、 $\eta_3 = 9600 \text{ g/F}$ 、

R_B : 胴板平均半径

<スカート の 応力 評価>

(a) 運転時質量による応力

スカート底部に生じる運転時質量による圧縮応力は次式で求める。

$$\sigma_{s1} = \frac{m_0 \cdot g}{\{\pi(D_s + t_s) - Y\} t_s}$$

(b) 竜巻荷重による応力

竜巻荷重によりスカートには曲げモーメントが作用する。この曲げモーメントによる軸方向応力と竜巻荷重によるせん断応力は次のように求める。

$$\sigma_{s2} = \frac{M_s}{(D_s + t_s) t_s \left\{ \frac{\pi}{4} (D_s + t_s) - \frac{Y}{2} \right\}}$$

$$\tau_s = \frac{2m_0 \cdot a_H}{\{\pi(D_s + t_s) - Y\} t_s}$$

ここで,

$$M_s = m_0 \cdot a_H (\ell_s + \ell)$$

(c) 組合せ応力

(a) 項及び(b) 項によって求めたスカート の 応力を以下のように組み合わせる。

a 組合せ応力

$$\sigma_s = \sqrt{(\sigma_{s1} + \sigma_{s2})^2 + 3\tau_s^2}$$

b 組合せ圧縮応力

組合せ圧縮応力については、座屈評価を行う。

- ・ 軸圧縮荷重による軸圧縮応力

$$\sigma_{sc} = \sigma_{s1}$$

- ・ 曲げモーメントによる軸圧縮応力

$$\sigma_{sb} = \sigma_{s2}$$

胴板座屈評価式中の(P/A)に σ_{sc} を、(M/Z)に σ_{sb} を代入して評価する。

<基礎ボルト評価>

(a)せん断応力

$$\tau_b = \frac{m_0 \cdot a_H}{n \cdot A_b}$$

(b)引張応力

基礎ボルトに引張力が作用しないのは、 α_2 が π に等しくなったときであり、 α_2 を π に近づけた場合の値 $e=0.75$ 及び $z=0.25$ を F_t を求める式に代入し、得られる F_t の値によって引張力の有無を次のように判断する。

$F_t \leq 0$ ならば引張力は作用しない。

$F_t > 0$ ならば引張力が作用している
ので次の計算を行う。

転倒モーメント M が作用した場合に生じる基礎ボルトの引張荷重と基礎部の圧縮荷重については、荷重と変位量の釣合い条件を考慮することにより求める。

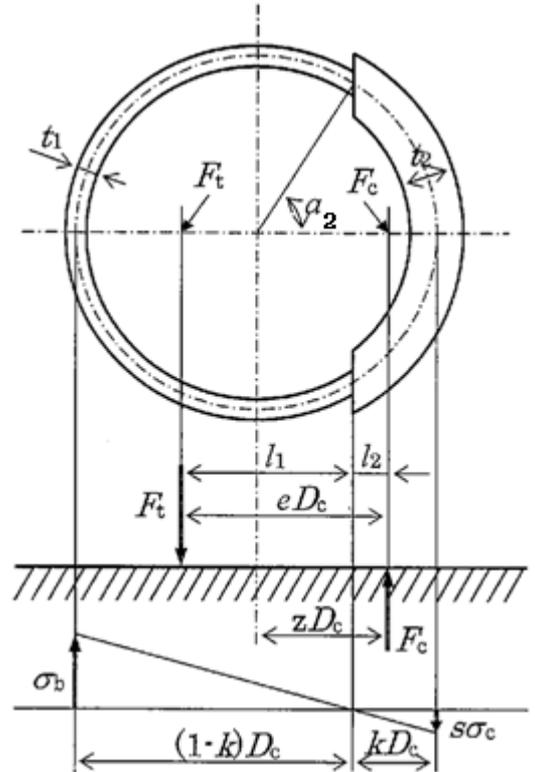


図 3.1 基礎の荷重説明図

a. σ_b , σ_c を仮定して係数 k を求める。

$$k = \frac{1}{1 + \frac{\sigma_b}{s \cdot \sigma_c}}$$

b. α_2 を求める。

$$\alpha_2 = \cos^{-1}(1 - 2k)$$

c. 各定数 e , z , C_t 及び C_c を求める。

$$e = \frac{1}{2} \left\{ \frac{(\pi - \alpha_2) \cos^2 \alpha_2 + \frac{1}{2}(\pi - \alpha_2) + \frac{3}{2} \sin \alpha_2 \cdot \cos \alpha_2}{(\pi - \alpha_2) \cos \alpha_2 + \sin \alpha_2} + \frac{\frac{1}{2} \alpha_2 - \frac{3}{2} \sin \alpha_2 \cdot \cos \alpha_2 + \alpha_2 \cdot \cos^2 \alpha_2}{\sin \alpha_2 - \alpha_2 \cdot \cos \alpha_2} \right\}$$

$$z = \frac{1}{2} \left(\cos \alpha_2 + \frac{\frac{1}{2}\alpha_2 - \frac{3}{2}\sin \alpha_2 \cdot \cos \alpha_2 + \alpha_2 \cdot \cos^2 \alpha_2}{\sin \alpha_2 - \alpha_2 \cdot \cos \alpha_2} \right)$$

$$C_t = \frac{2\{(\pi - \alpha_2)\cos \alpha_2 + \sin \alpha_2\}}{1 + \cos \alpha_2}$$

$$C_c = \frac{2(\sin \alpha_2 - \alpha_2 \cdot \cos \alpha_2)}{1 - \cos \alpha_2}$$

d. 各定数を用いて F_t , F_c を求める。

$$F_t = \frac{M_s - m_0 \cdot g \cdot z \cdot D_c}{e \cdot D_c}$$

$$F_c = F_t + m_0 \cdot g$$

e. σ_b , σ_c を求める。

$$\sigma_b = \frac{2F_t}{t_1 \cdot D_c \cdot C_t}$$

$$\sigma_c = \frac{2F_c}{(t_2 + s \cdot t_1) D_c \cdot C_c}$$

ここで、 $t_1 = \frac{n \cdot A_b}{\pi D_c}$

$$t_2 = \frac{1}{2}(D_{b_o} - D_{b_i}) - t_1$$

(3) 記号の説明

記号	記号の説明	単位
A_b	基礎ボルトの軸断面積	mm^2
a_H	竜巻荷重換算の加速度	m/s^2
C_c	基礎ボルト計算における係数	—
C_t	基礎ボルト計算における係数	—
D_i	胴の内径	mm
D_c	基礎ボルトのピッチ円径	mm
D_{b_o}	ベースプレートの外径	mm
D_{b_i}	ベースプレートの内径	mm
D_j	スカートに設けられた開口部の穴径 ($j = 1, 2, 3 \dots$)	mm
D_s	スカートの内径	mm
E	胴の縦弾性係数	MPa
E_s	スカートの縦弾性係数	MPa
e	基礎ボルト計算における係数	—
F	ベースプレートと据付面の摩擦力	N
F_c	基礎に作用する圧縮力	N
F_f	基礎ボルトの締付力	N
F_t	基礎ボルトに作用する引張力	N
g	重力加速度 ($g = 9.80665$)	m/s^2
k	基礎ボルト計算における中立軸の荷重係数	—
l	胴のスカート接合点から重心までの距離	mm
l_1, l_2	基礎ボルト計算における中立軸から荷重作用点まで	mm
l_s	スカートの長さ	mm
M_s	スカートに作用する転倒モーメント	$\text{N} \cdot \text{mm}$
m_0	容器の有効運転質量 ^(注)	kg
m_e	容器の空質量	kg
n	基礎ボルトの本数	—
P_r	最高使用圧力 (W_{T1} による応力算出時) 最高使用圧力+内圧増加分 (W_{T2} による応力算出時)	MPa
s	基礎ボルトと基礎の縦弾性係数比 (コンクリートの場合 $s = 10$)	—
t	胴の板厚	mm
t_1	基礎ボルト面積相当板幅	mm

記号	記 号 の 説 明	単位
t_2	圧縮側基礎相当幅	mm
t_s	スカートの厚さ	mm
Y	スカート開口部の水平断面における最大円周長さ	mm
z	基礎ボルト計算における係数	—
α_2	基礎ボルト計算における中立軸を定める角度	rad
μ	ベースプレートと基礎の摩擦係数	—
σ_I	胴板の組合せ応力	MPa
σ_b	基礎ボルトに生じる引張応力の最大値	MPa
σ_c	基礎に生じる圧縮応力	MPa
σ_s	スカートの組合せ応力	MPa
σ_{s1}	スカートの運転時質量による軸方向応力	MPa
σ_{s2}	竜巻荷重によりスカートに生じる軸方向応力	MPa
σ_{sb}	スカートの曲げモーメントによる軸圧縮応力	MPa
σ_{sc}	スカートの軸圧縮荷重による軸圧縮応力	MPa
σ_x	胴板の軸方向応力の和	MPa
$\sigma_{x1}, \sigma_{\phi 1}$	内圧により胴板に生じる軸方向及び周方向応力	MPa
σ_{x2}, σ_{x3}	胴板の運転時質量による軸方向応力	MPa
σ_{x4}	竜巻荷重により胴板に生じる軸方向応力	MPa
σ_{xb}	胴板の曲げモーメントによる軸圧縮応力	MPa
σ_{xc}	胴板の軸圧縮荷重による軸圧縮応力	MPa
σ_{ϕ}	胴板の周方向応力の和	MPa
τ	竜巻荷重により胴板に生じるせん断応力	MPa
τ_s	竜巻荷重によりスカートに生じるせん断応力	MPa

(注) 有効運転質量は、容器の満水時及び充滿時における質量とする。

(4) 許容応力

各部位の許容応力は、JEAG 4601-1987におけるクラス2，3容器及びクラス2，3支持構造物の規定に基づく。評価部位及び各部位に対する許容応力を次に示す。

部位	評価規定	応力の種類	許容応力
胴板	クラス2，3容器	一次一般膜応力	$\text{MIN}(S_y, 0.6S_u)$
		組み合わせ一次	$\text{MIN}(S_y, 0.6S_u)$
		座屈	$\frac{\alpha_1 \cdot \sigma_{xc}}{f_c} + \frac{\alpha_1 \cdot \sigma_{xb}}{f_b}$
スカート	クラス2，3支持構造物	組合せ	1.5ft
		座屈	$\frac{\alpha_1 \cdot \sigma_{sc}}{f_c} + \frac{\alpha_1 \cdot \sigma_{sb}}{f_b}$
基礎ボルト	クラス2，3支持構造物	引張/組合せ	1.5ft または $1.4(1.5f_t) - 1.6\tau_b$ の小さい方
		せん断	$1.5f_s$

部位の名称は機器により異なるため、部位及び名称は代表例として示す。

3. 評価結果

(1) 評価条件

据付場所及び床面高さ (m)	構造概要	最高使用圧力 P_r (MPa)	最高使用温度 (°C)
屋外 EL. 4.0m	スカート支持たて置円筒形	0.7	50

(2) 竜巻評価条件

竜巻の最大風速	竜巻の気圧低下量	設計用速度圧	ガスト係数	風力係数	竜巻による複合荷重	竜巻による複合荷重
V_D (m/s)	ΔP (N/m ²)	q (N/m ²)	G	C	W_{T1} (N)	W_{T2} (N)
100	8.90×10^3	6.10×10^3	1	1.2	4.08×10^4 *1	5.39×10^4

(3) 機器要目

m_0 (kg)	m_e (kg)	D_i (mm)	t (mm)	D_s (mm)	t_s (mm)	E (MPa)	E_s (MPa)	l (mm)	l_s (mm)	D_1 (mm)	D_2 (mm)	s (-)	n (-)	D_c (mm)	D_{bo} (mm)	D_{bi} (mm)	A_b (mm ²)
6200	3900	1200	14	1200	14	2.01×10^5	2.01×10^5	888	862	380	380	10	16	1320	1420	1050	452 (M24)

評価部材	S_y (MPa)	S_u (MPa)	S (MPa)	F (MPa)
胴板	241	394	100	241
スカート	241	394	—	241
基礎ボルト	235	400	—	235

(4) 結論 (※1 : W_{T1} による応力算出時は、竜巻による気圧差を内圧に加えて評価を行う。)

評価部材	材料	応力	複合荷重 W_{T1} による応力*1		複合荷重 W_{T2} による応力	
			算出応力	許容応力	算出応力	許容応力
胴板	SM400B	一次一般膜	$\sigma_0=31$	$S_1=236$	$\sigma_0=31$	$S_1=236$
		組合せ一次	$\sigma_0=31$		$\sigma_1=31$	
		座屈	$\frac{\alpha \cdot \sigma_{xc}}{f_{cb}} + \frac{\alpha \cdot \sigma_{xb}}{f_{bb}} \leq 1$		$\frac{\alpha \cdot \sigma_{xc}}{f_{cb}} + \frac{\alpha \cdot \sigma_{xb}}{f_{bb}} \leq 1$	
			0.01		0.02	
スカート	SM400B	組合せ	$\sigma_s=2$	$1.5 f_t=240$	$\sigma_s=13$	$1.5 f_t=240$
		座屈	$\frac{\alpha \cdot \sigma_{xc}}{f_{cb}} + \frac{\alpha \cdot \sigma_{xb}}{f_{bb}} \leq 1$		$\frac{\alpha \cdot \sigma_{xc}}{f_{cb}} + \frac{\alpha \cdot \sigma_{xb}}{f_{bb}} \leq 1$	
				0.01		0.05
基礎ボルト	SS400	引張	$\sigma_b=-$	$1.5 f_t=-$	$\sigma_b=20$	$1.5 f_t=175$
		せん断	$\tau_b=-$	$1.5 f_s=-$	$\tau_b=8$	$1.5 f_s=135$
		組合せ	$\sigma_b=-$	$1.5 f_t=-$	$\sigma_b=20$	$1.5 f_t=175$

それぞれの算出応力は許容値を満足する。

竜巻影響評価結果⑥【格納容器排気筒（屋外）】

1. 概要

評価に用いる竜巻による風圧力による荷重 (W_w) に対して、格納容器排気筒（屋外）の健全性が確保されることを確認した。

なお、格納容器排気筒（屋外）は大気中に開かれているため、内外気圧差による気圧差荷重 (W_p) は生じない。

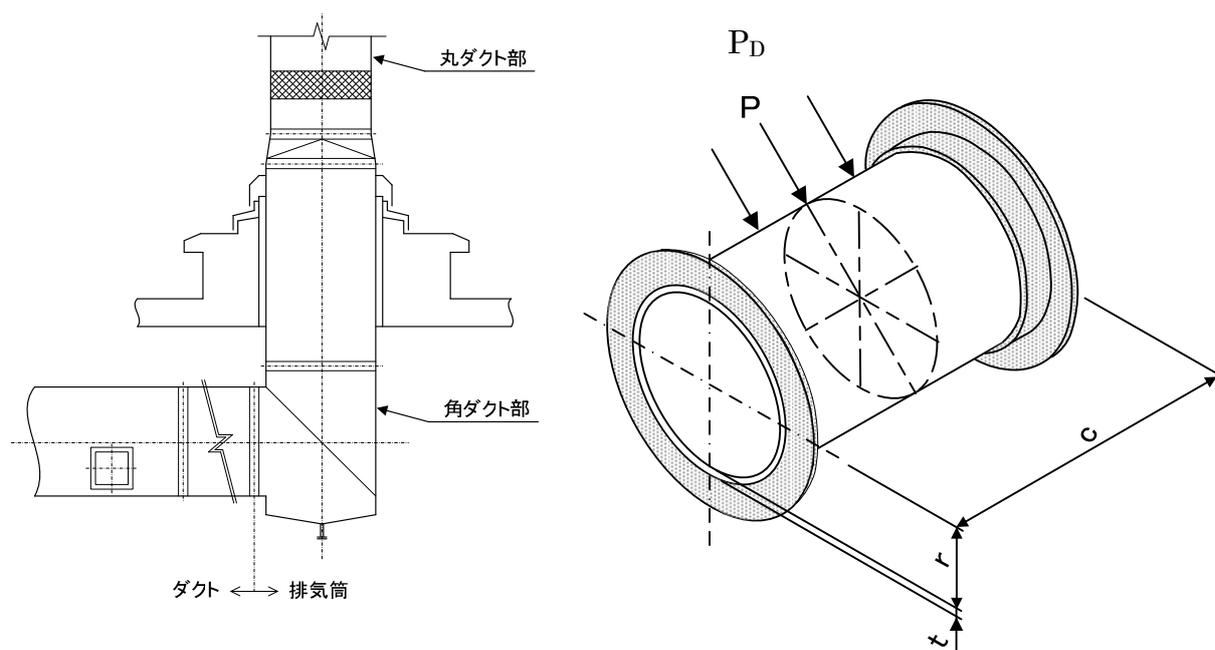


図 格納容器排気筒

評価部位	半径 r	厚さ t	支持間隔 L	単位質量 w	材質
丸ダクト鋼板	680mm	2.0mm	6m	105.2kg/m	SUS304

2. 評価内容

丸ダクトは、耐圧壁を構成する管状の鋼板と形成・接続用の補強部材から構成され、ダクトの耐力は座屈の発生限界にて規定されるため、丸ダクト鋼板の座屈に対する評価を実施する。

(1) 圧力荷重

竜巻による複合荷重を次の条件で算出する。

最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m ²)	ガスト 係数 $G※1$	風力 係数 $C※2$	空気密度 $\rho※3$ (kg/m ³)	受圧面積 $A※4$ (m ²)
100	—	1	1.2	1.22	8.184

※1：原子力発電所の竜巻影響評価ガイド

※2：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）の「表 A6.16 部材の風力係数 C」より選択

※3：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）

※4：受圧面積 A は、支持間隔にダクト外径をかけたものとする。

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} を算出した結果を示す。

・風圧力 P_D

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

ここで、設計用速度圧 q は以下の式で求まる。

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

・複合荷重 W_{T2}

$$W_{T2} = W_w + 0.5 W_p + W_M$$

ここで、風圧力による荷重 W_w および気圧差による荷重 W_p は、以下の式で求まる。

$$W_w = P_D$$

$$W_p = 0$$

なお、飛来物による荷重 W_M については、運用面等からの対策を実施するため 0 とする。

設計用 速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P_D (N)	風圧力に よる荷重 W_w (N)	気圧差に よる荷重 W_p (N)	複合荷重 W_{T1} (N)	複合荷重 W_{T2} (N)
6100	59907	59907	—	—	59907

(2) 発生値

(a) 複合荷重 W_{T1} による周方向応力

以下の式にて、複合荷重 W_{T1} による周方向応力 σ_{crip1} を求める。

$$\sigma_{crip1} = \frac{W_{T1}r}{t}$$

(b) 自重および複合荷重 W_{T2} による曲げモーメント

以下の式にて、ダクトの自重および設計竜巻による複合荷重 W_{T2} により発生する曲げモーメント M_p を求める。



M_p

(3) 許容値

(a) 複合荷重 W_{T1} による周方向応力に対する許容値

次式にて求められる座屈応力 σ_{crip} 以下であること。



ここで、

c : ダクト接続材・補強材接続ピッチ (3000mm)

g : 重力加速度 (9.80665m/s²)

D_0 : 丸ダクト外径 (1364mm)

E : 最高使用温度 (115℃) におけるヤング率 (188800MPa)

μ : ダクトの単位長さ当りの質量 (105.2kg/m)

ν : ポアソン比 (0.3)

- (b) 自重および複合荷重 W_{T2} による曲げモーメントに対する許容値
以下の式を満足すること。

クリッピングの発生する曲げモーメント M_{crip} は以下の式で求める。

3. 評価結果

評価部位	評価項目	発生値	許容値
丸ダクト鋼板	曲げモーメントによる座屈	0.1	0.9

4. 起因事象を竜巻とした場合の格納容器排気筒に求められる機能について添付資料に示す。

竜巻影響評価結果⑦-1【津波監視設備（海面監視カメラ）】

1. 概要

評価に用いる竜巻による風圧力による荷重 (W_w) に対して、海面監視カメラの健全性が確保されることを確認した。

なお、海面監視カメラおよび取付架台は大気に開放されているため、内外気圧差による気圧差荷重 (W_p) は生じない。

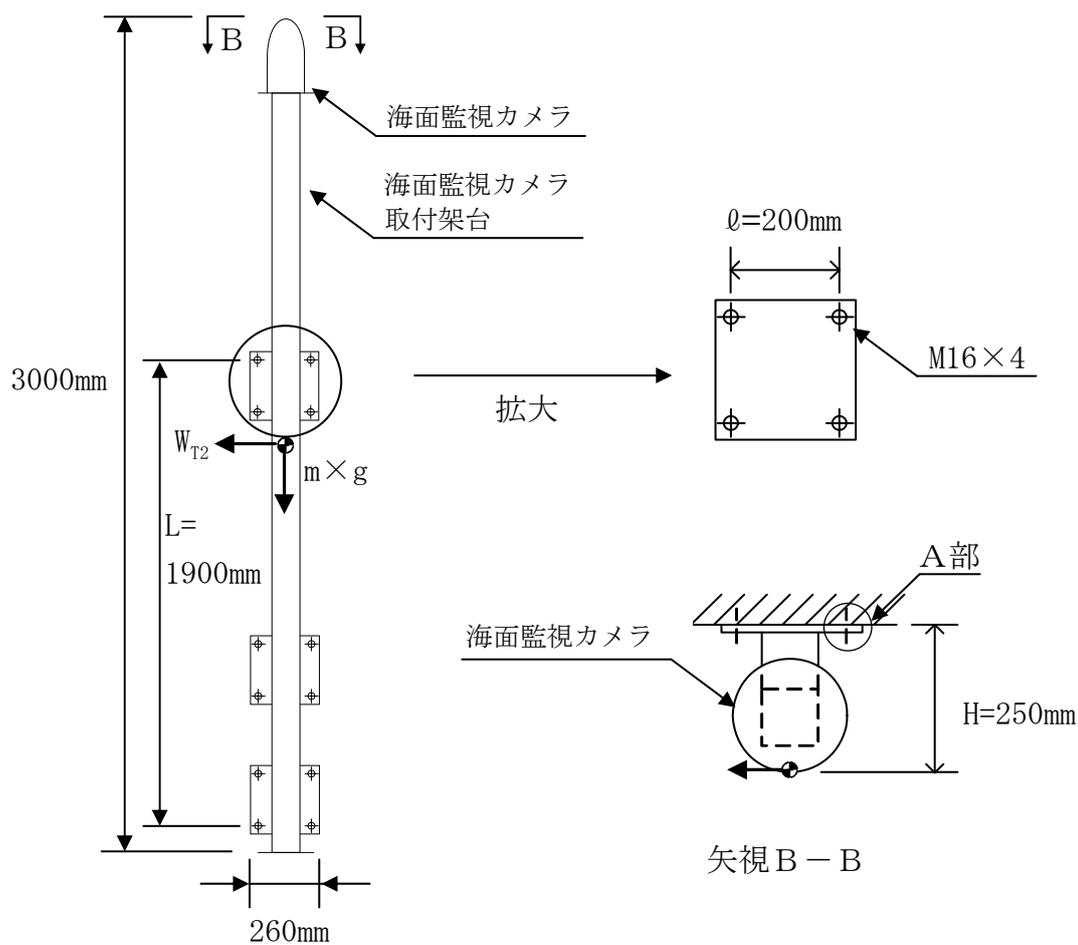


図1 海面監視カメラ外形図

評価部位		材質	寸法
A部	据付面取付けボルト	SUS304	M16

2. 評価内容

(1) 圧力荷重

竜巻による複合荷重を次の条件で算出する。

評価部位	最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m ²)	ガスト 影響係数 $G \times 1$	風力 係数 $C \times 2$	空気密度 $\rho \times 3$ (kg/m ³)	受圧面積 $A \times 4$ (m ²)
A部	100	—	1	2	1.22	0.78

※1：原子力発電所の竜巻影響評価ガイド

※2：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）の「表 A6.16 部材の風力係数 C」より選択

※3：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）

※4：受圧面積 A は、全高（3000mm）に全幅（260mm）をかけたものとする。

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} を算出した結果を示す。

・風圧力 P_D

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

ここで、設計用速度圧 q は以下の式で求まる。

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

・複合荷重 W_{T2}

$$W_{T2} = W_w + 0.5 W_p + W_M$$

ここで、風圧力による荷重 W_w および気圧差による荷重 W_p は、以下の式で求まる。

$$W_w = P_D$$

$$W_p = 0$$

なお、飛来物による荷重 W_M については、運用面等からの対策を実施するため 0 とする。

評価部位	設計用 速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P_D (N)	風圧力に よる荷重 W_w (N)	気圧差に よる荷重 W_p (N)	複合荷重 W_{T1} (N)	複合荷重 W_{T2} (N)
A部	6100	9516	9516	—	—	9516

(2) 発生値

(a) 複合荷重 W_{T2} および自重による引張り応力

以下の式にて、設計竜巻による複合荷重 W_{T2} および自重による引張荷重 F を求める。

$$F = \frac{W_{T2} \times H}{6 \times \ell} + \frac{m \times g \times H}{2 \times L}$$

ここで、

H : 壁面から海面監視カメラ外周面までの最大距離 (0.25m)

m : 海面監視カメラおよび取付架台の質量 (100kg)

g : 重力加速度 (9.80665m/s²)

L : ボルト間距離 (1.9m)

ℓ : ボルト間距離 (0.2m)

以上より、引張力により据付面取付けボルトに作用する引張応力 σ_{WT2} は、次式により求まる。

$$\sigma = F / A_b$$

ここで、

A_b : ボルト断面積 (201.061mm²)

(b) 複合荷重 W_{T2} および自重による引張り応力

以下の式にて、設計竜巻による複合荷重 W_{T2} および自重によるせん断応力 τ を求める。

$$\tau = \sqrt{W_{T2}^2 + (m \cdot g)^2} / (12 \cdot A_b)$$

(3) 許容値

許容値は、JEAG4601-1987 の支持構造物（許容応力状態Ⅲ_AS）の規定に基づく。

種別	許容応力 状態	許容応力		
		1次応力		
		引張	せん断	せん断と引張の組合せ
支持構造物	Ⅲ _A S	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$\text{Min}(1.4(1.5f_t) - 1.6\tau_b, 1.5f_t)$

記号の説明

記号	単位	説明
f_t	MPa	許容引張応力 支持構造物のボルト材に対して JSME S NC1 SSB-3131 (1) により規定される値
f_s	MPa	許容せん断応力 支持構造物のボルト材に対して JSME S NC1 SSB-3131 (2) により規定される値
τ_b	MPa	ボルトに作用するせん断応力

3. 評価結果

評価部位	評価項目	発生値	許容値
A部	引張り/組合せ	11MPa	153MPa
	せん断	4MPa	117MPa

竜巻影響評価結果⑦-2【津波監視設備②（海水ピット水位計）】

1. 概要

評価に用いる竜巻による風圧力による荷重 (W_w) に対して、海面監視カメラの健全性が確保されることを確認した。

なお、海水ピット水位計および保護カバーは大気に開放されているため、内外気圧差による気圧差荷重 (W_p) は生じない。

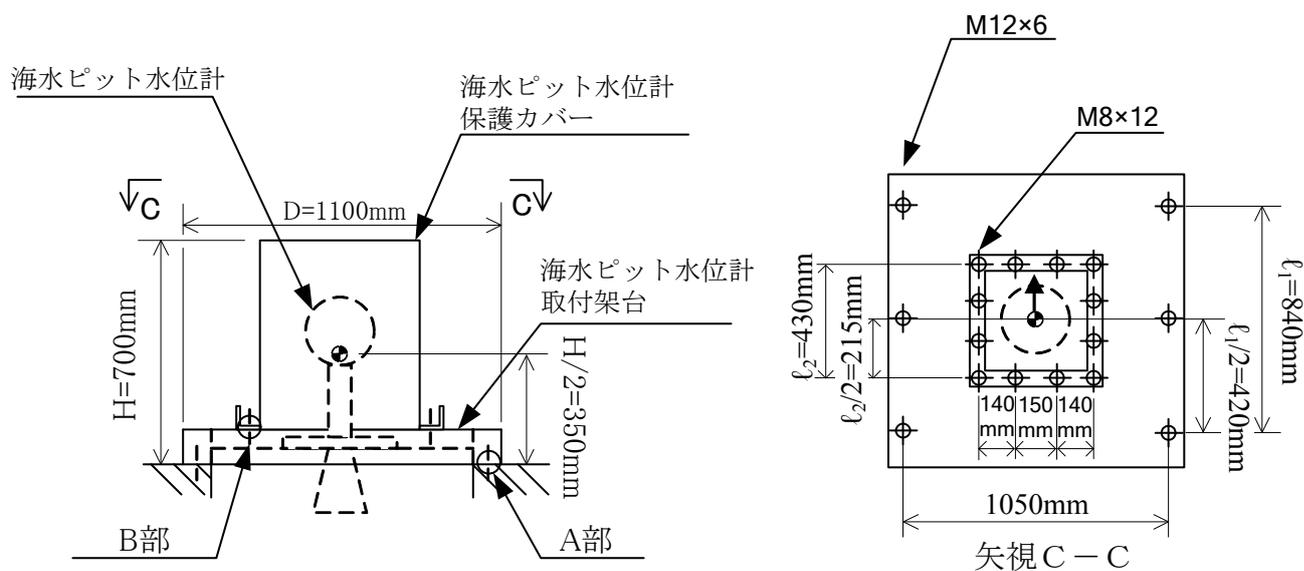


図1 海水ピット水位計外形図

評価部位		材質	寸法
A部	据付面取付けボルト	SUS304	M12
B部	保護カバー取付けボルト	SUS304	M8

2. 評価内容

(1) 圧力荷重

竜巻による複合荷重を次の条件で算出する。

評価部位	最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m ²)	ガスト 影響係数 $G \times 1$	風力 係数 $C \times 2$	空気密度 $\rho \times 3$ (kg/m ³)	受圧面積 $A \times 4$ (m ²)
A部	100	—	1	2.4	1.22	0.77
B部	100	—	1	2.4	1.22	0.77

※1：原子力発電所の竜巻影響評価ガイド

※2：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）の「表 A6.16 部材の風力係数 C」より選択

※3：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）

※4：受圧面積 A は、全高（700mm）に全幅（1100mm）をかけたものとする。

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} を算出した結果を示す。

・風圧力 P_D

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

ここで、設計用速度圧 q は以下の式で求まる。

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

・複合荷重 W_{T2}

$$W_{T2} = W_w + 0.5 W_p + W_M$$

ここで、風圧力による荷重 W_w および気圧差による荷重 W_p は、以下の式で求まる。

$$W_w = P_D$$

$$W_p = 0$$

なお、飛来物による荷重 W_M については、運用面等からの対策を実施するため 0 とする。

竜巻ガイドに基づき、複合荷 W_{T2} を算出した結果を示す。

評価部位	設計用 速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P_D (N)	風圧力に よる荷重 W_w (N)	気圧差に よる荷重 W_p (N)	複合荷重 W_{T1} (N)	複合荷重 W_{T2} (N)
A部	6100	11273	11273	—	—	11273
B部	6100	11273	11273	—	—	11273

(2) 発生値

(a) 据付面取付けボルト

a. 複合荷重 W_{T2} による引張応力

複合荷重 W_{T2} および自重による転倒モーメント M_{WT2} を求める。

$$M_{WT2} = W_{T2} \times 1/2 \times H - m_1 \times g \times \ell_1 / 2$$

ここで、

H : 海水ピット水位計の高さ (0.7m)

m_1 : 海水ピット水位計および架台の質量 (160kg)

g : 重力加速度 (9.80665m/s²)

ℓ_1 : ボルト間距離 (0.84m)

転倒モーメントにより、据付面取付けボルトに生じる引張応力を以下のとおり算出する。

- ・ 図1より、転倒モーメント M が2本のボルトに加わることから、各ボルトに発生する力 F 、ボルト間距離 ℓ の関係式は次式となる。

$$M = 2 F \cdot \ell_1$$

- ・ 上式より、1本のボルトに発生する引張力 F_{WT2} は次式となる。

$$F_{WT2} = \frac{M}{2 \ell_1}$$

- ・ 以上より、転倒モーメント M_{WT2} より据付面取付けボルトに作用する引張荷重 F_{WT2} ならびに引張応力 σ_{WT2} は以下のとおり算出される。

$$\sigma_{WT2} = F_{WT2} / A_{b1}$$

ここで、

A_{b1} : ボルト断面積 (113.097mm²)

b. 複合荷重 W_{T2} によるせん断応力

以下の式にて、設計竜巻による複合荷重 W_{T2} および自重によるせん断応力 τ_{WT2} を求める。

$$\tau_{WT2} = W_{T2} / A_{b1} / 6$$

(b) 保護カバー取付けボルト

a. 複合荷重 W_{T2} による引張応力

複合荷重 W_{T2} および自重による転倒モーメント M_{WT2} を求める。

$$M_{WT2} = W_{T2} \times 1/2 \times H - m_2 \times g \times \ell_2 / 2$$

ここで、

H : 海水ピット水位計の高さ (0.7m)

m_2 : 保護カバーの質量 (35kg)

g : 重力加速度 (9.80665m/s²)

ℓ_2 : ボルト間距離 (0.43m)

転倒モーメントにより、据付面取付けボルトに生じる引張応力を以下のとおり算出する。

- ・ 図1より、転倒モーメント M が4本のボルトに加わることから、各ボルトに発生する力 F 、ボルト間距離 ℓ の関係式は次式となる。

$$M = 4 F \cdot \ell_2$$

- ・ 上式より、1本のボルトに発生する引張力 F_{WT2} は次式となる。

$$F_{WT2} = \frac{M}{4 \ell_2}$$

- ・ 以上より、転倒モーメント M_{WT2} より据付面取付けボルトに作用する引張荷重 F_{WT2} ならびに引張応力 σ_{WT2} は以下のとおり算出される。

$$\sigma_{WT2} = F_{WT2} / A_{b2}$$

ここで、

A_{b2} : ボルト断面積 (50.265mm²)

b. 複合荷重 W_{T2} によるせん断応力

以下の式にて、設計竜巻による複合荷重 W_{T2} および自重によるせん断応力 τ_{WT2} を求める。

$$\tau_{WT2} = W_{T2} / A_{b2} / 1.2$$

(3) 許容値

許容値は、JEAG4601-1987 の支持構造物（許容応力状態Ⅲ_AS）の規定に基づく。

種別	許容応力 状態	許容応力		
		1次応力		
		引張	せん断	せん断と引張の組合せ
支持構造物	Ⅲ _A S	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$\text{Min}(1.4(1.5f_t)-1.6\tau_b, 1.5f_t)$

記号の説明

記号	単位	説明
f_t	MPa	許容引張応力 支持構造物のボルト材に対して JSME S NC1 SSB-3131 (1) により規定される値
f_s	MPa	許容せん断応力 支持構造物のボルト材に対して JSME S NC1 SSB-3131 (2) により規定される値
τ_b	MPa	ボルトに作用するせん断応力

3. 評価結果

評価部位	評価項目	発生値	許容値
A部	引張り/組合せ	18MPa	153MPa
	せん断	17MPa	117MPa
B部	引張り/組合せ	45MPa	153MPa
	せん断	19MPa	117MPa

竜巻影響評価結果⑧【ミニローリー（重油用）】

1. 配備目的

ミニローリーは、非常用ディーゼル発電機（以下、「DG」という。）が、7日間連続運転するために、EL. 10mのDG燃料油貯油槽が枯渇するまでに、別地EL. 84mの重油タンクから燃料を補給する設備である。

2. 配備状況

補給手段の信頼性を高めるため、ミニローリーは必要台数1台に対し伊方発電所構内には3台配備することで多重性を確保している。

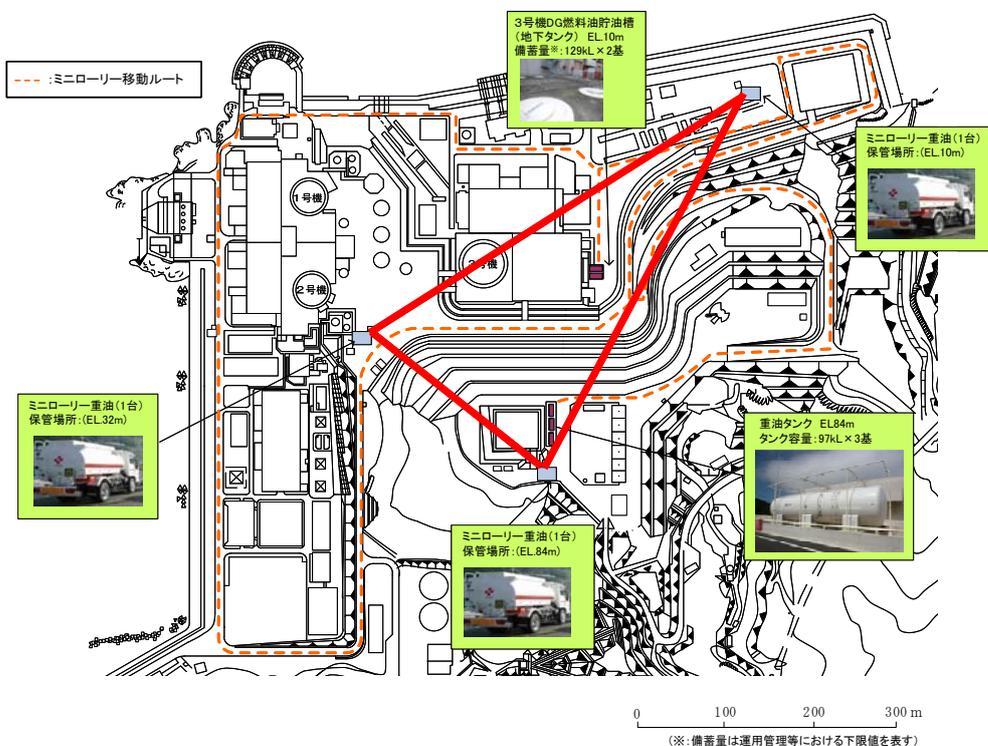
竜巻による影響を考慮すると、竜巻は比較的直線に移動するため、△型に分散配置することで、3台全てが竜巻により損傷する可能性は低いと考えられる。仮にミニローリーが竜巻の影響により2台損傷した場合においても残りの1台で移送ができることから原子炉施設の安全機能が維持できる。

3. 維持管理

社内規定に基づき、消防法に基づく点検、車両の法定点検等を定期的実施し、健全性を維持している。

4. 配備箇所変更時の対応

ミニローリーは、社内規定により台数、配備位置が定められており、今後配備位置を変更する際においても、確実な分散配置となるよう、配備位置に関する基準を社内規定に明記する。



竜巻影響評価結果⑥【格納容器排気筒（屋内）】

1. 概 要

評価に用いる竜巻による気圧差荷重 (W_P) に対して、格納容器排気筒（屋内）の健全性が確保されることを確認した。

なお、格納容器排気筒（屋内）は排気筒内部が大気と通じているため、内外気圧差による気圧差荷重 (W_P) を生じる。

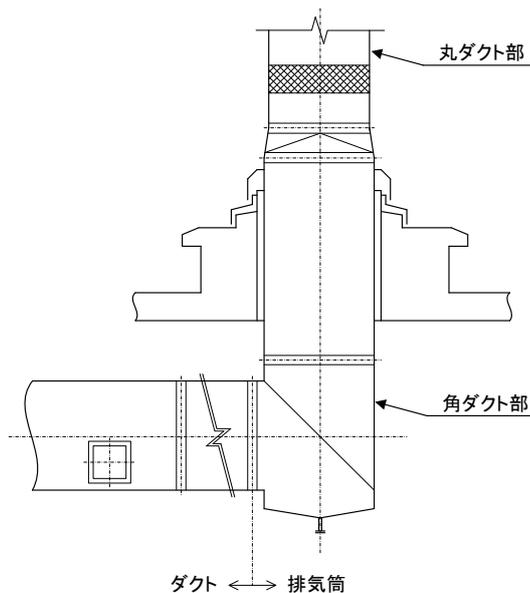


図 格納容器排気筒

評価部位	幅 a	高さ b	厚さ t	支持間隔 L	単位質量 w	材質
角ダクト鋼板	1500mm	1500mm	2mm	3.3m	$1.59 \times 10^{-5} \text{kg/mm}^2$	SUS304

2. 評価内容

(1) 圧力荷重

竜巻による複合荷重を次の条件で算出する。

最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m^2)	ガスト 係数 G	風力 係数 C	空気密度 ρ (kg/m^3)	受圧面積 $A \times 1$ (m^2)
100	8900	—	—	—	4.95

※1：受圧面積Aは、支持間隔にダクト幅(高さ)をかけたものとする。

以下の式にて、複合荷重 W_{T1} を算出した結果を示す。

・風圧力 P_D

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

ここで、設計用速度圧 q は以下の式で求まる。

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

・複合荷重 W_{T1}

$$W_{T1} = W_P$$

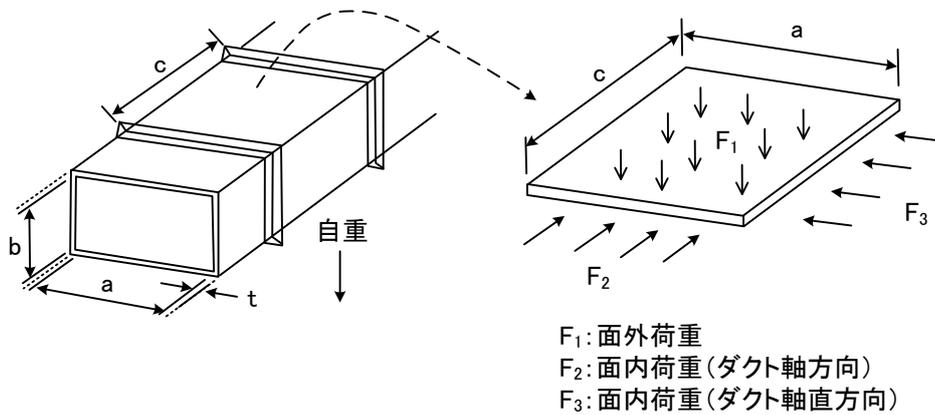
ここで、風圧力による荷重 W_P は以下の式で求まる。

$$W_P = \triangle P \cdot A$$

設計用 速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P_D (N)	風圧力に よる荷重 W_w (N)	気圧差に よる荷重 W_p (N)	複合荷重 W_{T1} (N)	複合荷重 W_{T2} (N)
6100	—	—	44055	44055	—

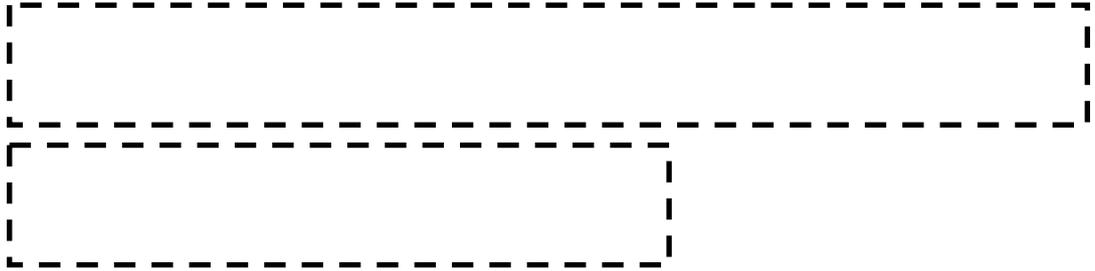
(2) 発生値

角ダクト鋼板には、下図に示すように面外荷重と面内荷重による応力が生じる。



(a) 面外荷重による発生応力

以下の2つの式にて、設計竜巻による複合荷重 W_{T1} により発生する面外方向の応力 σ_{max} を求める。



ここで、

c : ダクト接続材・補強材ピッチ (1000mm)

g : 重力加速度 (9.80665m/s²)

E : 最高使用温度 (115°C) におけるヤング率 (188800MPa)

δ_{max} : 面外荷重によるダクト鋼板の最大変位量 (mm)

ν : ポアソン比 (0.3)

(b) 面内荷重による発生応力

以下の式にて、設計竜巻による複合荷重 W_{T1} により発生する面内方向の応力 σ_{pl} を求める。



ここで、

σ_y : 最高使用温度 (115°C) における降伏点 (166MPa)

(c) 面内荷重による曲げモーメント

以下の式にて、自重により発生する曲げモーメント M_p を求める。

$$M_p = \frac{g\mu L^2}{8}$$

ここで、

μ : 単位長さあたりのダクト重量 (176.4kg/m)

(3) 許容値

(a) 面外及び面内荷重による発生応力に対する許容値

許容値は、JEAG4601-1987 のクラス 2, 3 管（許容応力状態Ⅲ_{AS}）の規定に基づく。

評価対象	種別	許容応力状態	応力分類	許容値
角ダクト鋼板	クラス 2, 3 管	Ⅲ _{AS}	一次応力	σ_y

ここで、

σ_y : 最高使用温度 (115°C) における降伏点 (166MPa)

(b) 面内荷重による曲げモーメントに対する許容値

以下の式を満足すること。

$$M_P \leq I$$

ここで、

σ_y : 最高使用温度 (115°C) における降伏点 (166MPa)

また、断面 2 次モーメント I は、以下の式より求められる。

$$I = \frac{(a + 2t)(b + 2t)^3 - ab^3}{12}$$

3. 評価結果

評価部位	評価項目	発生値	許容値
角ダクト鋼板	面外応力	92MPa	166MPa
	面内応力	19.6MPa	166MPa
	面内荷重による 曲げモーメント	$2.36 \times 10^3 \text{ kN} \cdot \text{mm}$	$7.54 \times 10^4 \text{ kN} \cdot \text{mm}$

4. 評価結果一覧

(1) 角ダクト

表1 角ダクト評価結果一覧 (1/3)

系統	ダクト種別	材質及びサイズ (mm)	面外荷重による発生応力		面内荷重による発生応力		曲げモーメント		評価
			発生応力 (MPa)	許容値 (MPa)	発生応力 (MPa)	許容値 (MPa)	発生値 (kN・mm)	許容値 (kN・mm)	
格納容器排気系	排気筒	SUS304 1500×1500×2t	92.0	166.0	19.6	166.0	2,354.8	75,402.1	○
安全補機室 空気浄化系	低圧角ダクト (溶接)	SS400 1500×1500×3.2t	83.8	216.0	8.6	216.0	1,443.5	245,341.7	○
中制御室 空調系	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 600×500×0.8t	120.8	189.0	16.8	189.0	320.8	4,393.2	○
蓄電池排気系	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 600×500×0.8t	120.8	189.0	16.8	189.0	194.1	4,393.2	○
安全補機開 閉器室空調系	中圧角ダクト (溶接)	SGCC 400×400×1.2t	93.9	189.0	4.0	189.0	343.1	8,904.2	○
	中圧角ダクト (溶接)	SGCC 350×350×1.2t	91.4	189.0	3.1	189.0	483.2	7,839.1	○
	中圧角ダクト (溶接)	SGCC 300×300×1.2t	89.1	189.0	2.3	189.0	296.2	6,759.7	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 400×400×0.6t	116.9	189.0	16.0	189.0	316.5	2,072.3	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 850×850×0.8t	113.2	189.0	40.5	189.0	131.4	6,708.8	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 1200×1200×0.8t	124.4	189.0	80.7	189.0	124.5	6,901.6	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 700×700×0.8t	99.0	189.0	27.5	189.0	49.2	6,012.2	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 900×900×0.8t	112.1	189.0	45.4	189.0	1,464.2	6,868.0	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 750×750×0.8t	114.9	189.0	31.5	189.0	494.0	6,280.6	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 600×1350×1.0t	115.2	189.0	29.1	189.0	233.9	6,870.2	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 700×700×0.8t	99.0	189.0	27.5	189.0	57.8	6,012.2	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 1000×1000×0.8t	107.8	189.0	56.0	189.0	1,402.4	7,065.9	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 750×750×0.8t	114.9	189.0	31.5	189.0	68.2	6,280.6	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 550×550×0.8t	116.5	189.0	17.0	189.0	498.9	5,035.7	○
ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 500×500×0.8t	112.5	189.0	14.0	189.0	231.0	4,659.8	○	

表1 角ダクト評価結果一覧 (2/3)

系統	ダクト種別	材質及びサイズ (mm)	面外荷重による発生応力		面内荷重による発生応力		曲げモーメント		評価
			発生応力 (MPa)	許容値 (MPa)	発生応力 (MPa)	許容値 (MPa)	発生値 (kN・mm)	許容値 (kN・mm)	
安全補機開 閉器室空調 系	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 700×550×0.8t	114.9	189.0	21.6	189.0	366.5	4,637.3	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 700×800×0.8t	114.3	189.0	31.4	189.0	709.6	5,683.0	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 1750×1200×1.0t	119.7	189.0	75.3	189.0	431.5	10,434.9	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 1500×1300×1.0t	117.5	189.0	69.9	189.0	496.0	12,422.0	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 1200×1000×0.8t	124.4	189.0	67.2	189.0	282.4	6,200.6	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 850×850×0.8t	113.2	189.0	40.5	189.0	557.1	6,708.8	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 850×650×0.8t	113.2	189.0	31.0	189.0	439.2	5,140.6	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 1200×1200×0.8t	125.0	189.0	80.7	189.0	1,511.7	6,901.6	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 500×500×0.8t	113.0	189.0	14.0	189.0	25.7	4,659.8	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 2500×2000×1.6t	102.5	189.0	70.0	189.0	4,642.1	48,041.9	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 2700×850×1.6t	85.9	189.0	32.2	189.0	408.8	23,520.2	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 1100×500×0.8t	116.6	189.0	30.8	189.0	139.0	3,635.3	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 600×500×0.8t	120.3	189.0	16.8	189.0	252.3	4,393.2	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 600×700×0.8t	114.9	189.0	23.6	189.0	645.4	5,091.4	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 450×450×0.6t	123.0	189.0	20.2	189.0	170.7	2,273.6	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 900×500×0.8t	112.1	189.0	25.2	189.0	139.8	3,874.6	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 425×850×0.8t	113.7	189.0	20.3	189.0	56.9	3,341.1	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 500×500×0.8t	112.5	189.0	14.0	189.0	245.6	4,659.8	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 600×600×0.8t	120.3	189.0	20.2	189.0	308.9	5,389.3	○
	ハゼ折中圧 角ダクト	SGCC 800×500×0.8t	114.8	189.0	22.4	189.0	130.2	4,018.2	○

表1 角ダクト評価結果一覧 (3 / 3)

系統	ダクト種別	材質及びサイズ (mm)	面外荷重による発生応力		面内荷重による発生応力		曲げモーメント		評価
			発生応力 (MPa)	許容値 (MPa)	発生応力 (MPa)	許容値 (MPa)	発生値 (kN・mm)	許容値 (kN・mm)	
安全補機開閉器室空調系	ハゼ折中圧角ダクト	SGCC 850×850×0.8t	113.7	189.0	40.5	189.0	168.5	6,708.8	○
	ハゼ折中圧角ダクト	SGCC 900×500×0.8t	112.1	189.0	25.2	189.0	121.8	3,874.6	○
ディーゼル発電機室換気系	ハゼ折中圧角ダクト	SGCC 1400×1400×1.0t	97.2	189.0	70.3	189.0	230.6	13,791.2	○
電動補助給水ポンプ室換気系	中圧角ダクト(溶接)	SGCC 750×850×1.2t	95.4	189.0	15.9	189.0	386.2	15,096.3	○
	中圧角ダクト(溶接)	SGCC 800×800×1.2t	104.9	189.0	16.0	189.0	2,566.0	16,578.5	○
	ハゼ折中圧角ダクト	SGCC 800×800×0.8t	114.8	189.0	35.9	189.0	864.9	6,510.9	○
制御用空気圧縮機室換気系	中圧角ダクト(溶接)	SGCC 600×600×1.2t	105.2	189.0	9.0	189.0	86.7	12,956.4	○
	中圧角ダクト(溶接)	SGCC 600×600×1.2t	103.2	189.0	9.0	189.0	195.0	12,956.4	○
	ハゼ折中圧角ダクト	SGCC 600×600×0.8t	120.8	189.0	20.2	189.0	231.4	5,389.3	○
ディーゼル発電機室換気系	ハゼ折中圧角ダクト	SGCC 1400×1400×1.0t	97.2	189.0	70.3	189.0	230.6	13,791.2	○
	ハゼ折低圧角ダクト	SGCC 1800×2850×1.6t	102.4	189.0	71.8	189.0	1,022.3	40,701.3	○
	ハゼ折低圧角ダクト	SGCC 400×400×0.6t	114.2	189.0	16.0	189.0	24.4	2,072.3	○
	ハゼ折低圧角ダクト	SGCC 650×650×0.6t	146.8	189.0	42.1	189.0	94.6	2,854.5	○
	ハゼ折中圧角ダクト	SGCC 850×250×0.8t	105.4	189.0	11.9	189.0	6.4	1,947.1	○
	ハゼ折中圧角ダクト	SGCC 500×250×0.8t	112.5	189.0	7.0	189.0	155.6	2,127.5	○
	ハゼ折中圧角ダクト	SGCC 2200×1150×1.6t	114.8	189.0	35.5	189.0	429.6	33,076.9	○

(2) 丸ダクト

表1 丸ダクト評価結果一覧

系統	ダクト種別	材質及びサイズ (mm)	気圧差荷重による周方向応力		曲げモーメントに対する制限値		評価
			発生応力 (MPa)	許容値 (MPa)	発生値	許容値	
安全補機室 空気浄化系	低压丸ダクト (溶接)	SS400 φ450×2.3t	0.9	8.1	0.2	0.9	○
アニュラス 空気浄化系	低压丸ダクト (溶接)	SS400 φ800×2.3t	1.6	5.9	0.3	0.9	○
	低压丸ダクト (溶接)	SS400 φ700×2.3t	1.4	6.5	0.3	0.9	○
	低压丸ダクト (溶接)	SS400 φ600×2.3t	1.2	6.1	0.2	0.9	○
	低压丸ダクト (溶接)	SS400 φ300×2.3t	0.6	11.6	0.1	0.9	○
補助建屋排 気系	スパイラル 低压ダクト	SGCC φ250×0.6t	1.9	189.0	-	-	○
蓄電池排気 系	中压丸ダクト (溶接)	SGCC φ350×1.2t	1.4	6.6	0.3	0.9	○
	低压丸ダクト (溶接)	SGCC φ250×1.2t	1.0	7.3	0.2	0.9	○
	低压丸ダクト (溶接)	SGCC φ350×1.2t	1.4	6.6	0.3	0.9	○
	スパイラル 低压ダクト	SGCC φ250×0.6t	1.9	189.0	-	-	○
安全補機開 閉器室空調 系	スパイラル 中压ダクト	SGCC φ300×0.6t	2.3	189.0	-	-	○
	スパイラル 低压ダクト	SGCC φ150×0.6t	1.2	189.0	-	-	○
	スパイラル 中压ダクト	SGCC φ200×0.6t	1.5	189.0	-	-	○
ディーゼル 発電機室換 気系	スパイラル 低压ダクト	SGCC φ500×0.8t	2.8	189.0	-	-	○
	スパイラル 低压ダクト	SGCC φ650×0.8t	3.7	189.0	-	-	○

(備考) 算出式は6-別紙-6-3~4 参照

竜巻影響評価結果⑩【安全補機室排気隔離ダンパ】

1. 概要

評価に用いる竜巻による気圧差荷重 (W_p) により、安全補機室排気隔離ダンパの構成部品（ケーシング、ベーン、シャフト）に発生する応力を評価し、健全性が確保されることを確認した。なお、ダンパはダクトが大気と通じているため、ダンパ前後で気圧差による気圧差荷重 (W_p) を生じる。

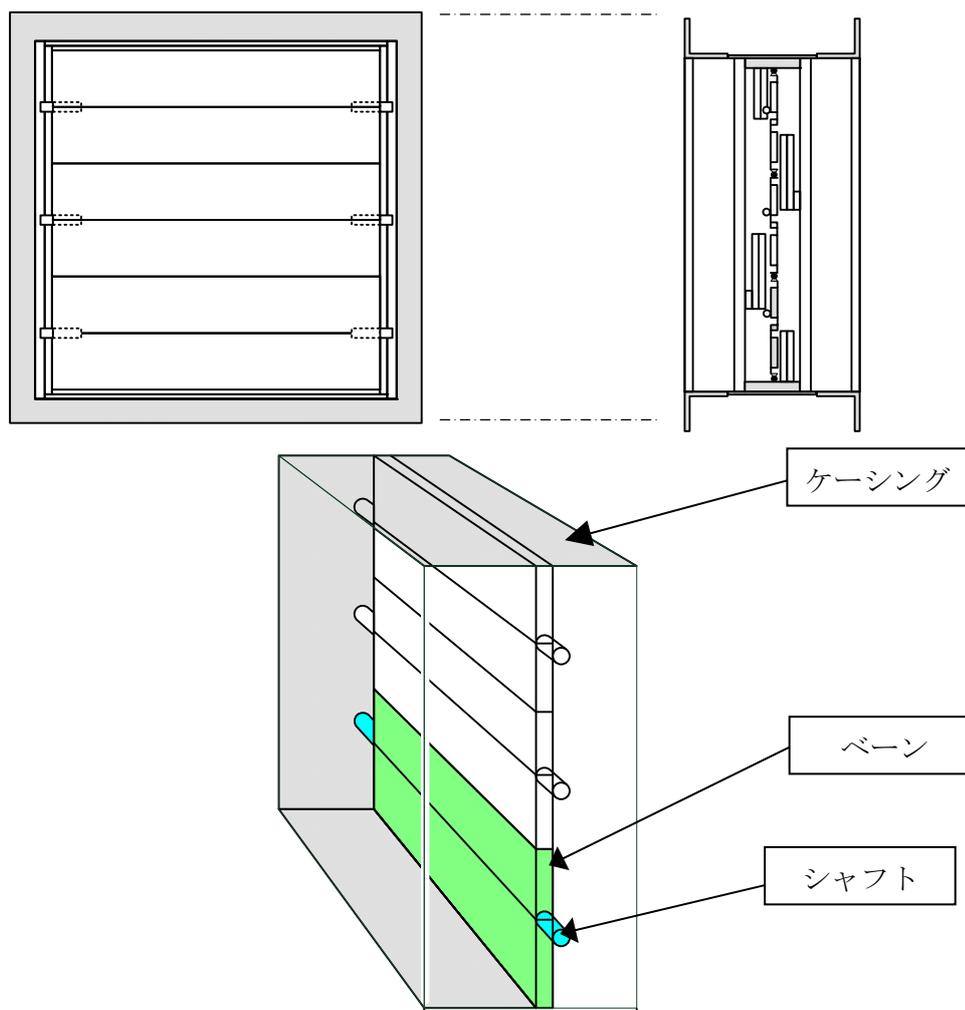


図1 ダンパ構造図

表1 安全補機室排気隔離ダンパ評価部位

評価部位	材質	寸法
ケーシング	SS41	面間寸法：750mm ケーシング評価長さ：905mm
ベーン	SS41	ベーン長さ：840mm
シャフト	SUS304	シャフト径：30mm

2. 評価内容

竜巻による複合荷重を次の条件で算出する。

最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m ²)	ガスト 係数 G	風力 係数 C	空気密度 ρ (kg/m ³)
100	8900	—	—	—

複合荷重 W_{T1} は、等分布荷重として与える。

気圧差による荷重 W_p	複合荷重 W_{T1}
8900Pa	8900Pa

(1) ケーシング

a. 評価モデル

ケーシングを4辺に分割し、その1辺を同等の断面性能を持つ単純支持梁としてダンパ内外圧差および自重により発生する曲げ応力を評価する。

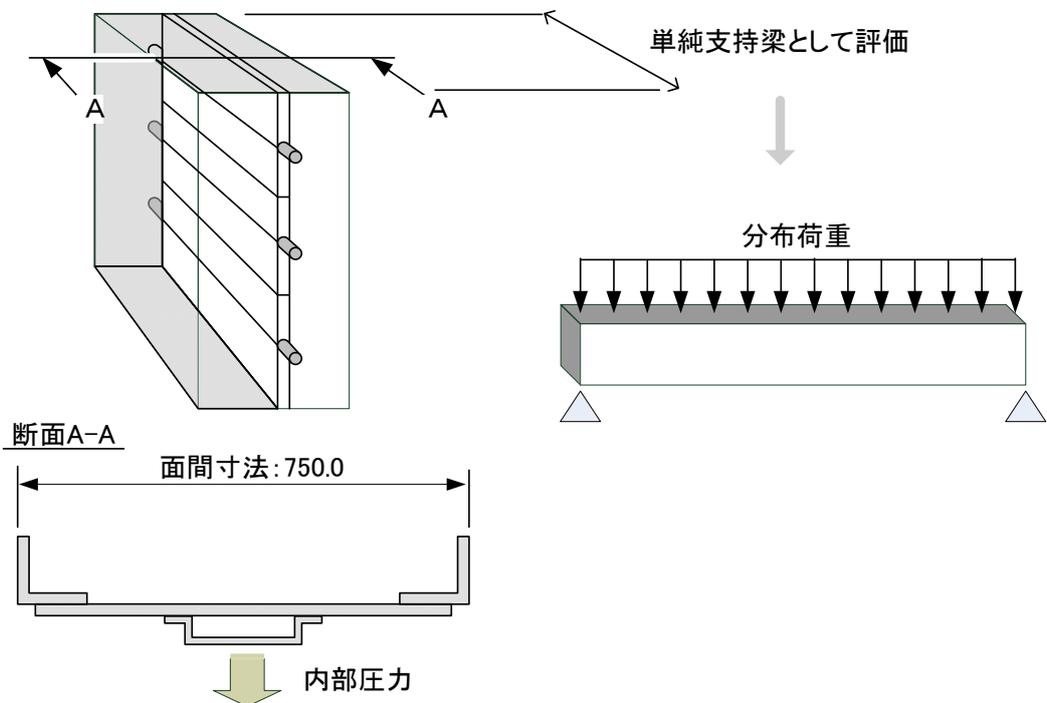


図2 ケーシング評価部位及び評価モデル

b. 応力評価

曲げモーメント M は次式で算出する。

$$M = \frac{L^2 (F_1 + F_2)}{8}$$

最大曲げ応力は次式で算出する。

$$\sigma_{\max} = \frac{M}{Z}$$

ケーシング 評価長さ L (mm)	内部圧力による 分布荷重 F ₁ (N/mm)	ケーシング自重 による分布荷重 F ₂ (N/mm)	ケーシングの 断面係数 Z (mm ³)
905	6.7	0.5	19246

(2) ベーン

a. 評価モデル

同等の断面性能を持つ単純支持梁としてダンパ出入口差圧（内外圧差）および自重によりベーンに発生する曲げ応力を評価する。

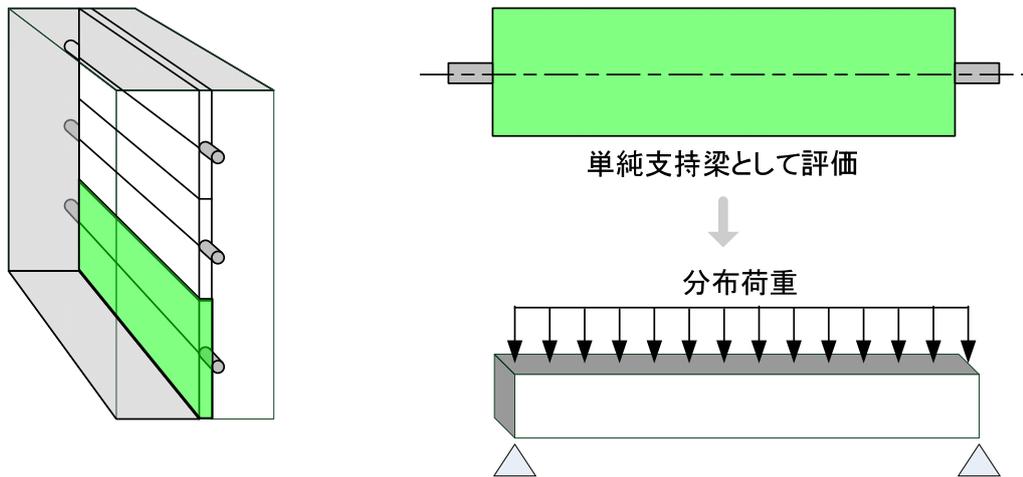


図3 ベーン評価部位および評価モデル

b. 応力評価

曲げモーメント M は次式で算出する。

$$M = \frac{L^2 (F_1 + F_2)}{8}$$

最大曲げ応力は次式で算出する。

$$\sigma_{\max} = \frac{M}{Z}$$

ベーン長さ L (mm)	内部圧力による 分布荷重 F_1 (N/mm)	ベーン自重 による分布荷重 F_2 (N/mm)	ベーンの 断面係数 Z (mm ³)
840	4.1	0.3	34497

(3) シャフト

a. 評価モデル

ベーンが内部圧力によって受ける荷重を支持するシャフト断面についてせん断応力による応力評価を行う。

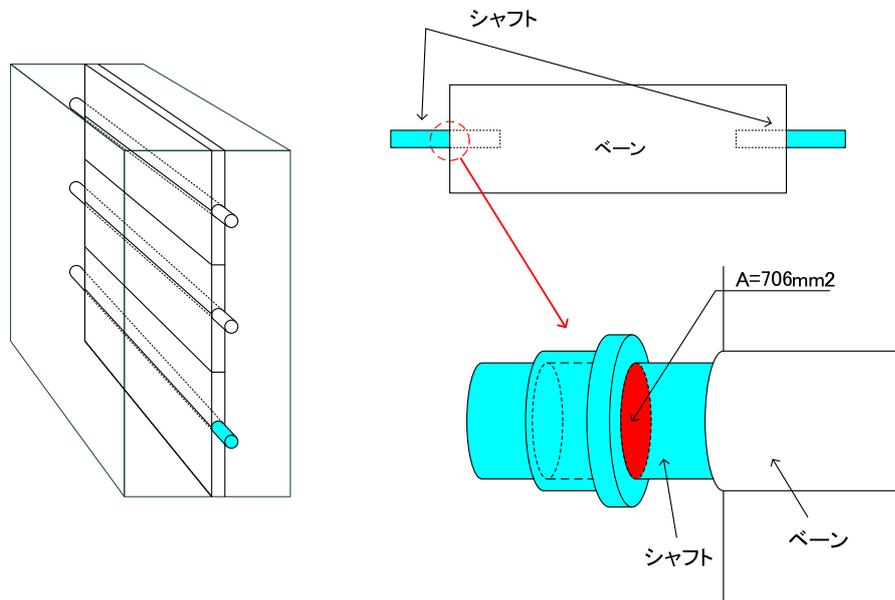


図4 シャフト評価部位

b. 応力評価

最大せん断応力は次式で算出する。

$$\sigma_{\max} = \frac{F_1 + F_2}{2A}$$

内部圧力による せん断荷重 F_1 (N)	ベーン自重に よるせん断荷重 F_2 (N)	シャフトの断面積 A (mm^2)
3400	198	706

(3) 許容応力

許容応力については、JEAG4601の「支持構造物」における次の許容応力（弾性範囲に留まり得る許容応力）を用いる。

許容応力 状態	許容応力				
	1次応力				
	引張	せん断	圧縮	曲げ	支圧
Ⅲ _A S	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$1.5f_c$	$1.5f_b$	$1.5f_p$

記号の説明

記号	単位	説明
Ⅲ _A S	—	JSME S NC1の供用状態Cを基本として、それに地震より生じる応力に対する特別な制限を加えた状態
f_t	MPa	許容引張応力 支持構造物（ボルト等を除く）に対して JSME S NC1 SSB-3121.1 (1) により規定される値
f_s	MPa	許容せん断応力 支持構造物（ボルト等を除く）に対して JSME S NC1 SSB-3121.1 (2) により規定される値
f_c	MPa	許容圧縮応力 支持構造物（ボルト等を除く）に対して JSME S NC1 SSB-3121.1 (3) により規定される値
f_b	MPa	許容曲げ応力 支持構造物（ボルト等を除く）に対して JSME S NC1 SSB-3121.1 (4) により規定される値
f_p	MPa	許容支圧応力 支持構造物（ボルト等を除く）に対して JSME S NC1 SSB-3121.1 (5) により規定される値

3. 評価結果

(1) ケーシング

評価部位	材質	発生応力		許容値 $1.5f_b$
		W_{T1} による応力	W_{T2} による応力	
ケーシング	SS41	38	—	273

(2) ベーン

評価部位	材質	発生応力		許容値 $1.5f_b$
		W_{T1} による応力	W_{T2} による応力	
ベーン	SS41	11	—	273

(3) シャフト

評価部位	材質	発生応力		許容値 $1.5f_s$
		W_{T1} による応力	W_{T2} による応力	
シャフト	SUS304	3	—	117

4. 評価結果一覧

表1 ダンパ評価結果一覧

種類	ダンパ名称	フランジ内寸 W × H	ケーシング		ベーン		シャフト		評価
			応力値 (MPa)	許容応力 (MPa)	応力値 (MPa)	許容応力 (MPa)	応力値 (MPa)	許容応力 (MPa)	
高気密ダンパ	安全補機室排気隔離ダンパ	905 × 905	38	273	11	273	3	117	○
空気作動ダンパ	ディーゼル発電機室排気ダンパ	1805 × 2855	145	217	61	217	3	141	○
	制御用空気圧縮機室排気ダンパ	905 × 955	48	217	62	217	3	141	○
風量調整ダンパ	ディーゼル発電機室風量調節ダンパ	φ 498	89	217	30	217	1	141	○
	安全補機開閉器室外気取入風量調節ダンパ ※	905 × 505	57	217	—	—	6	141	○
	中央制御室風量調節ダンパ	605 × 505	26	217	141	217	4	141	○
	安全補機開閉器室風量調節ダンパ ※	605 × 1355	65	217	—	—	4	141	○
逆止ダンパ	ディーゼル発電機室給気ファン出口逆止ダンパ	1405 × 1405	94	217	151	217	4	135	○
	電動補助給水ポンプ室給気ファン出口逆止ダンパ	755 × 855	57	217	83	217	3	135	○
防火ダンパ	ディーゼル発電機室防火兼風量調節ダンパ ※	1405 × 1405	76	217	—	—	5	117	○
	ディーゼル発電機室防火ダンパ ※	1805 × 2855	142	217	—	—	6	141	○
	電動補助給水ポンプ室防火ダンパ ※	755 × 855	37	217	—	—	5	141	○
	安全補機開閉器室防火ダンパ	φ 205	11	217	13	217	1	141	○
	蓄電池室防火ダンパ	φ 355	21	217	79	217	3	141	○

※: 竜巻通過時開状態のダンパであり、竜巻による負圧はベーンに作用しない。

竜巻影響評価結果⑩ (アニュラス全量排気弁等)

アニュラス全量排気弁、アニュラス少量排気弁、燃料取扱棟圧力制御弁及び安全補機室排気ファン出口弁の弁体は、圧力標準 JIS 10k の規定を満足していることから、弁体の負圧に対する許容値は 10kgf/cm^2 (=9806.65hPa (1kgf/cm²=980.665hPa)) であり、設計竜巻により生じる気圧差 (89hPa) の負圧に対して裕度は約 110 倍であることから、設計竜巻により生じる気圧差に対して、構造健全性が維持され安全機能が維持されることを確認した。

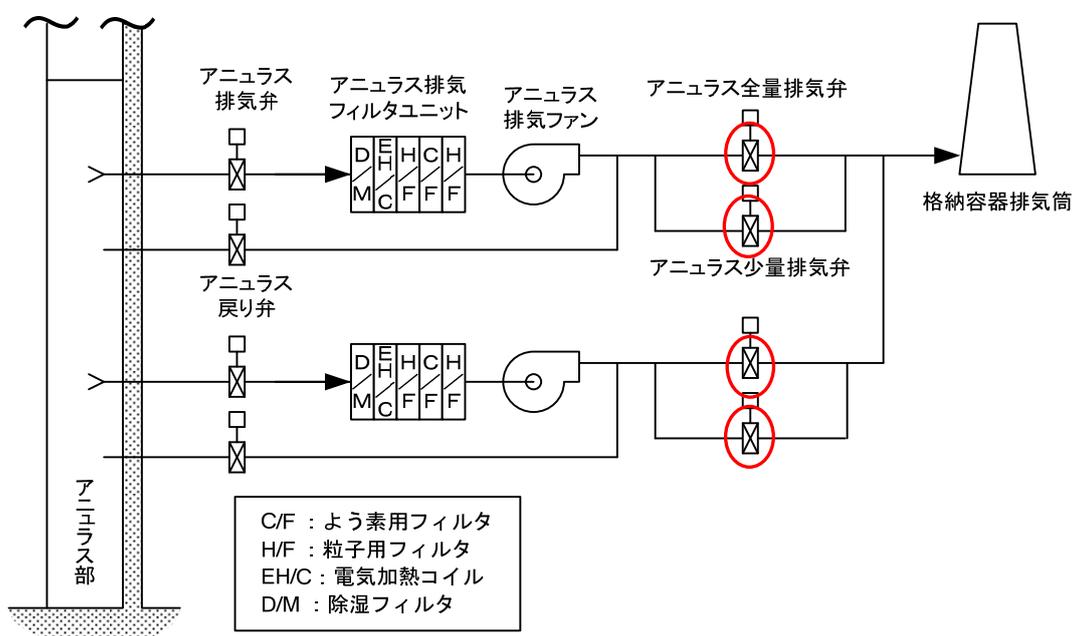


図 アニュラス空気再循環設備の概要

竜巻影響評価結果⑫【ディーゼル発電機室給気ファン】

1. 概要

評価に用いる竜巻による気圧差荷重 (W_P) に対して、ディーゼル発電機室給気ファンの健全性が確保されることを確認した。

なお、ディーゼル発電機室給気ファンはファンケーシングの内外で気圧差による気圧差荷重 (W_P) を生じる。

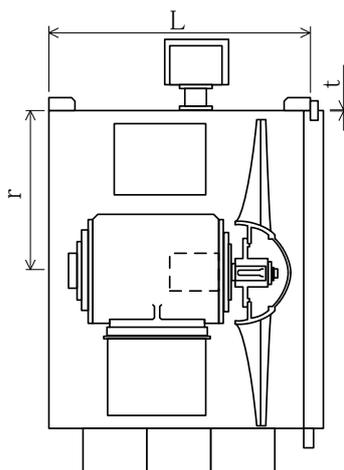


図1 ディーゼル発電機室給気ファン

評価部位	ケーシング長 L	ケーシング内半径 r	ケーシング板厚 t	材質
ファンケーシング	1150 mm	700 mm	9 mm	SS41

2. 評価内容

(1) 圧力荷重

竜巻による複合荷重を次の条件で算出する。

最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m ²)	ガスト 係数 G	風力 係数 C	空気密度 ρ (kg/m ³)	受圧面積 A※1 (m ²)
100	8900	—	—	—	5.06

※1：受圧面積Aは、ケーシング長にケーシング内周をかけたものとする。

以下の式にて、複合荷重 W_{T1} を算出した結果を示す。

・複合荷重 W_{T1}

$$W_{T1} = W_P$$

ここで、風圧力による荷重 W_P は以下の式で求まる。

$$W_P = \Delta P \cdot A$$

設計用 速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P_D (N)	風圧力に よる荷重 W_w (N)	気圧差に よる荷重 W_p (N)	複合荷重 W_{T1} (N)	複合荷重 W_{T2} (N)
—	—	—	45016	45016	—

(2) 発生応力

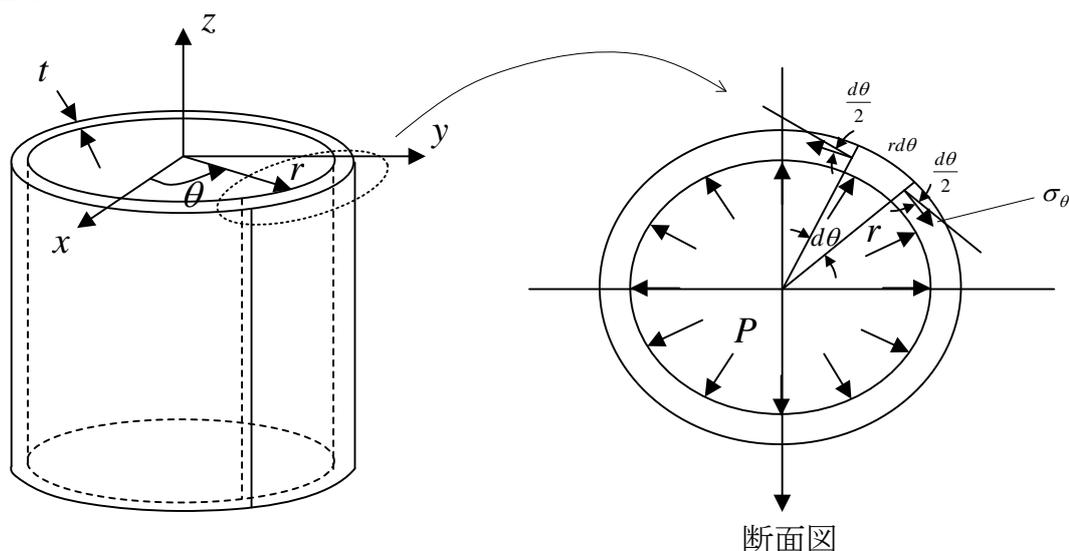


図2 ケーシングモデル図 (内圧を受ける円筒)

設計竜巻による複合荷重 (W_{T1}) により発生するケーシングの周方向応力 σ_θ は、次式で求められる。

$$\sigma_\theta = \frac{W_{T1}/A \cdot r}{t}$$

(3) 許容値

許容値は、JEAG4601-1987 のクラス 2 ポンプ (許容応力状態 III_{AS}) の規定に準拠する。

評価対象	種別	許容応力状態	応力分類	許容値
ファンケーシング	クラス 2 ポンプ	III _{AS}	一次応力	Min(Sy, 0.6Su)

ここで、

S_y : 使用温度 (40°C) における降伏点 (240MPa)

3. 評価結果

評価部位	評価項目	発生値	許容値
ファンケーシング	一次応力	1MPa	240MPa

なお、竜巻負圧により、ファンケーシングとファン羽根間の隙間が増大する方向に応力が働くため、竜巻がファンの運転機能に影響を及ぼすことはない。

4. 評価結果一覧

表1 ファン評価結果一覧

機器名称	ケーシング		応力値 (MPa)	許容応力 (MPa)	評価
	内径 (mm)	板厚 (mm)			
ディーゼル発電機室給気ファン	700	9	1	240	○
電動補助給水ポンプ室給気ファン	450	6	1	240	○
制御用空気圧縮機室給気ファン	350	4.5	1	240	○

竜巻影響評価結果⑬【主蒸気逃がし弁（消音器）】

1. 概要

評価に用いる竜巻による風圧力による荷重 (W_w) に対して、主蒸気逃がし弁（消音器）の健全性が確保されることを確認した。

なお、主蒸気逃がし弁（消音器）は大気中に開かれているため、内外気圧差による気圧差荷重 (W_p) は生じない。

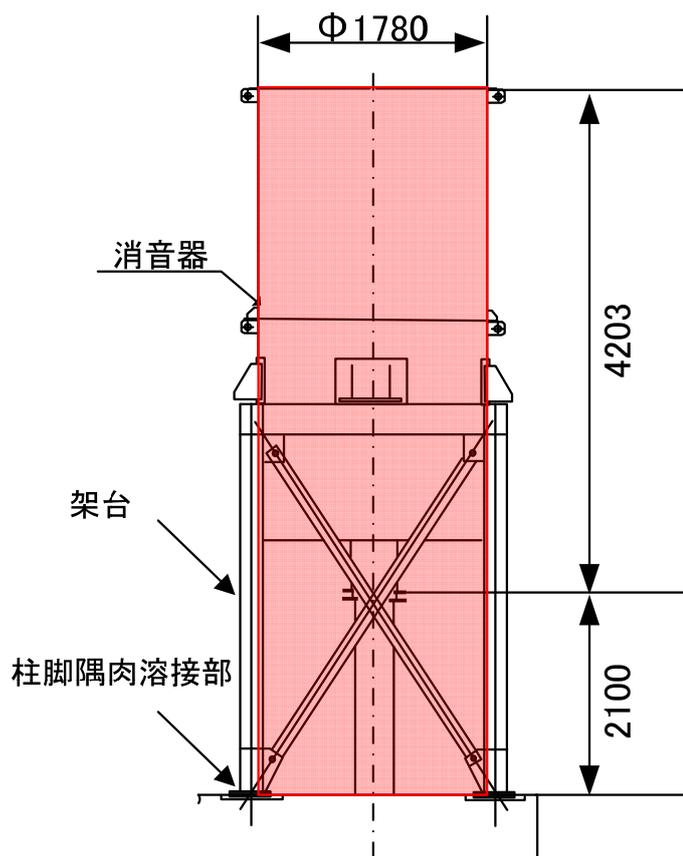


図1 主蒸気逃がし弁（消音器）

評価対象は、下表のとおり。

評価対象	評価部位	材質	長さ（1脚辺り） (mm)	脚長 (mm)
主蒸気逃がし弁 (消音器)	柱脚隅肉溶接部	SS400 相当	□200×200	7

2. 評価内容

(1) 圧力荷重

竜巻による複合荷重を次の条件で算出する。

最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m ²)	ガス 係数 G ※1	風力 係数 C ※2	空気密度 ρ ※3 (kg/m ³)	受圧面積 A ※4 (m ²)
100	—	1	1.2	1.22	11.22

※1：原子力発電所の竜巻影響評価ガイド

※2：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）の「表 A6.16 部材の風力係数 C」より選択

※3：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）

※4：受圧面積 A は、外径に高さをかけたものとする。

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} を算出した結果を示す。

・風圧力 P_D

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

ここで、設計用速度圧 q は以下の式で求まる。

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

・複合荷重 W_{T2}

$$W_{T2} = W_w + 0.5 W_p + W_M$$

ここで、風圧力による荷重 W_w および気圧差による荷重 W_p は、以下の式で求まる。

$$W_w = P_D$$

$$W_p = 0$$

なお、飛来物による荷重 W_M については、運用面等からの対策を実施するため 0 とする。

設計用 速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P_D (N)	風圧力に よる荷重 W_w (N)	気圧差に よる荷重 W_p (N)	複合荷重 W_{T1} (N)	複合荷重 W_{T2} (N)
6100	82131	82131	—	—	82131

(2) 発生値

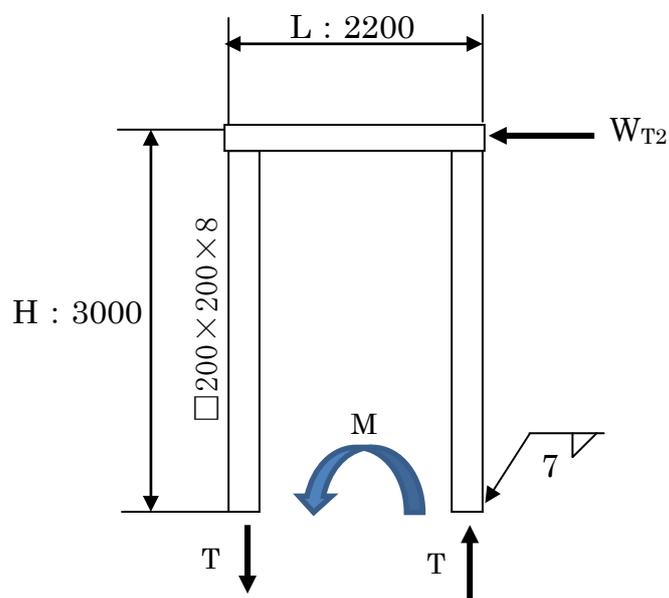


図2 モデル図

(a) 複合荷重 W_{T2} による引張応力

複合荷重 W_{T2} により柱脚隅肉溶接部に生じる引張応力を以下のとおり求める。

- ・柱脚にかかる曲げモーメント M

$$M = H \times \frac{W_{T2}}{2}$$

- ・引張及び圧縮力 T

$$T = M / \{ (L/2) \times 2 \text{ (本)} \}$$

- ・引張応力 σ_t

$$\sigma_t = \frac{T}{A_t}$$

ここで、引張りに対する溶接部有効面積 A_t は次式より求められる。

$$A_t = 4 \text{ (辺)} \times 200 \text{ (mm)} \times S$$

ここで、架台脚の隅肉溶接の有効厚 S は、

$$S = 7 / \sqrt{2}$$

(b) 複合荷重 W_{T2} によるせん断応力

複合荷重 W_{T2} により柱脚隅肉溶接部に生じるせん断応力を以下のとおり求める。

・柱脚にかかるせん断力 Q

$$Q = W_{T2} / 4 \text{ (脚)}$$

・せん断応力 τ

$$\tau = \frac{Q}{A_s}$$

ここで、せん断に対する溶接部有効面積 A_s は次式より求められる。

$$A_s = 2 \text{ (辺)} \times 200 \text{ (mm)} \times S$$

(c) 複合荷重 W_{T2} による組合せ応力

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} により柱脚隅肉溶接部に生じる組合せ応力 σ を求める。

$$\sigma = \sqrt{\sigma_t^2 + 3\tau^2}$$

(3) 許容値

許容値は、JEAG4601-1987 の支持構造物（許容応力状態Ⅲ_AS）の規定に基づく。

種別	許容応力 状態	許容応力					
		1次応力					
		引張	せん断	圧縮	曲げ	支圧	せん断と引張 の組合せ
支持構造物	Ⅲ _A S	1.5f _t	1.5f _s	1.5f _c	1.5f _b	1.5f _p	1.5f _t

記号の説明

記号	単位	説明
f _t	MPa	許容引張応力 支持構造物（ボルト等を除く）に対して JSME S NC1 SSB-3121.1 (1) により規定される値
f _s	MPa	許容せん断応力 支持構造物（ボルト等を除く）に対して JSME S NC1 SSB-3121.1 (2) により規定される値
f _c	MPa	許容圧縮応力 支持構造物（ボルト等を除く）に対して JSME S NC1 SSB-3121.1 (3) により規定される値
f _b	MPa	許容曲げ応力 支持構造物（ボルト等を除く）に対して JSME S NC1 SSB-3121.1 (4) により規定される値
f _p	MPa	許容支圧応力 支持構造物（ボルト等を除く）に対して JSME S NC1 SSB-3121.1 (5) により規定される値

3. 評価結果

評価部位	評価項目	発生値	許容値
柱脚隅肉 溶接部	引張応力	14.3 MPa	245MPa
	せん断応力	10.6 MPa	141MPa
	組合せ応力	23.3 MPa	245MPa

竜巻影響評価結果⑭【主蒸気安全弁（排出管）】

1. 概要

評価に用いる竜巻の風圧力による荷重 (W_w) に対して、主蒸気安全弁（排出管）の健全性が確保されることを確認した。

なお、主蒸気安全弁（排出管）は大気中に開かれているため、内外気圧差による気圧差荷重 (W_p) は生じない。

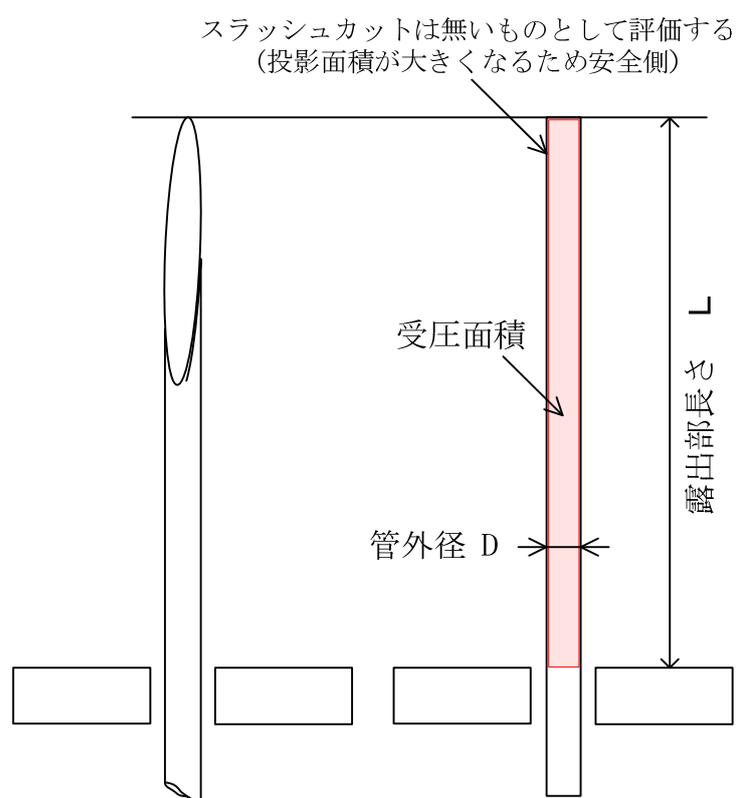


図1 主蒸気安全弁（排出管）

評価対象は、下表のとおり。

評価対象	材質	管外径 D (mm)	露出部長さ L (m)	板厚 t (mm)
主蒸気安全弁 A（排出管）	STPG38	406.4	5.5167	9.5
主蒸気安全弁 B（排出管）	STPG38	406.4	6.4667	9.5
主蒸気安全弁 C（排出管）	STPG38	406.4	2.6167	9.5

2. 評価内容

(1) 圧力荷重

竜巻による複合荷重を次の条件で算出する。

評価対象	最大風速 V_D (m/s)	気圧低下 量 ΔP (N/m ²)	ガスト 影響係数 G ※1	風力 係数 C ※2	空気密度 ρ ※3 (kg/m ³)	受圧面積 A ※4 (m ²)
主蒸気安全弁A (排出管)	100	—	1	1.2	1.22	2.242
主蒸気安全弁B (排出管)						2.628
主蒸気安全弁C (排出管)						1.064

※1：原子力発電所の竜巻影響評価ガイド

※2：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）の「表 A6.16 部材の風力係数 C」より選択

※3：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）

※4：受圧面積Aは、管外径に露出部長さをかけたものとする。

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} を算出した結果を示す。

・風圧力 P_D

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

ここで、設計用速度圧 q は以下の式で求まる。

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

・複合荷重 W_{T2}

$$W_{T2} = W_w + 0.5 W_p + W_M$$

ここで、風圧力による荷重 W_w および気圧差による荷重 W_p は、以下の式で求まる。

$$W_w = P_D$$

$$W_p = 0$$

なお、飛来物による荷重 W_M については、運用面等からの対策を実施するため 0 とする。

評価対象	設計用 速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P_D (N)	風圧力に よる荷重 W_w (N)	気圧差に よる荷重 W_p (N)	複合荷重 W_{T1} (N)	複合荷重 W_{T2} (N)
主蒸気安全弁A (排出管)	6100	16411	16411	—	—	16411
主蒸気安全弁B (排出管)		19237	19237			19237
主蒸気安全弁C (排出管)		7784	7784			7784

(2) 発生値

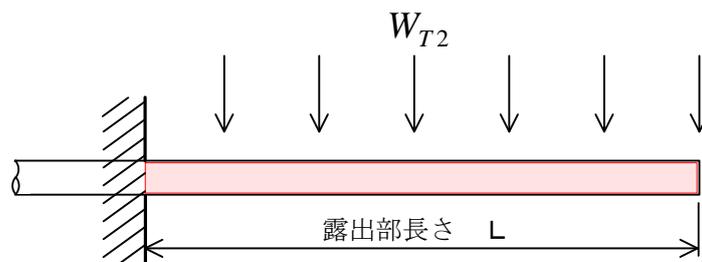


図2 モデル図

(a) 複合荷重 W_{T2} による曲げ応力

以下の式にて複合荷重 W_{T2} により排出管に生じる曲げ応力 σ_{\max} を求める。

$$\sigma_{\max} = \frac{M_{\max}}{Z} = \frac{W_{T2}L}{2Z}$$

ここで、断面係数 Z は次式より求める。

$$Z = \frac{\pi}{32D} \{D^4 - (D - 2t)^4\}$$

(3) 許容値

許容値は、JEAG4601-1987 のクラス 2, 3 管 (許容応力状態Ⅲ_{AS}) の規定に基づく。

評価対象	種別	許容応力状態	応力分類	許容値
主蒸気安全弁 (排出管)	クラス 2, 3 管	Ⅲ _{AS}	一次応力	S _y

ここで、

S_y : 雰囲気温度 (40℃) における設計降伏点 (182MPa)
(電気抵抗溶接鋼管であるため、継手効率 (0.85) を考慮している。)

3. 評価結果

評価対象	評価項目	発生値	許容値
主蒸気安全弁 A (排出管)	一次応力	39.5 MPa	182 MPa
主蒸気安全弁 B (排出管)		54.2 MPa	
主蒸気安全弁 C (排出管)		8.9 MPa	

竜巻影響評価結果⑮【タービン動補助給水ポンプ（蒸気大気放出管）】

1. 概要

評価に用いる竜巻の風圧力による荷重 (W_w) に対して、タービン動補助給水ポンプ（蒸気大気放出管）の健全性が確保されることを確認した。

なお、タービン動補助給水ポンプ（蒸気大気放出管）は大気中に開かれているため、内外気圧差による気圧差荷重 (W_p) は生じない。

スラッシュカットは無いものとして評価する
 曲がり部も直管として評価する
 (投影面積が大きくなるため安全側)

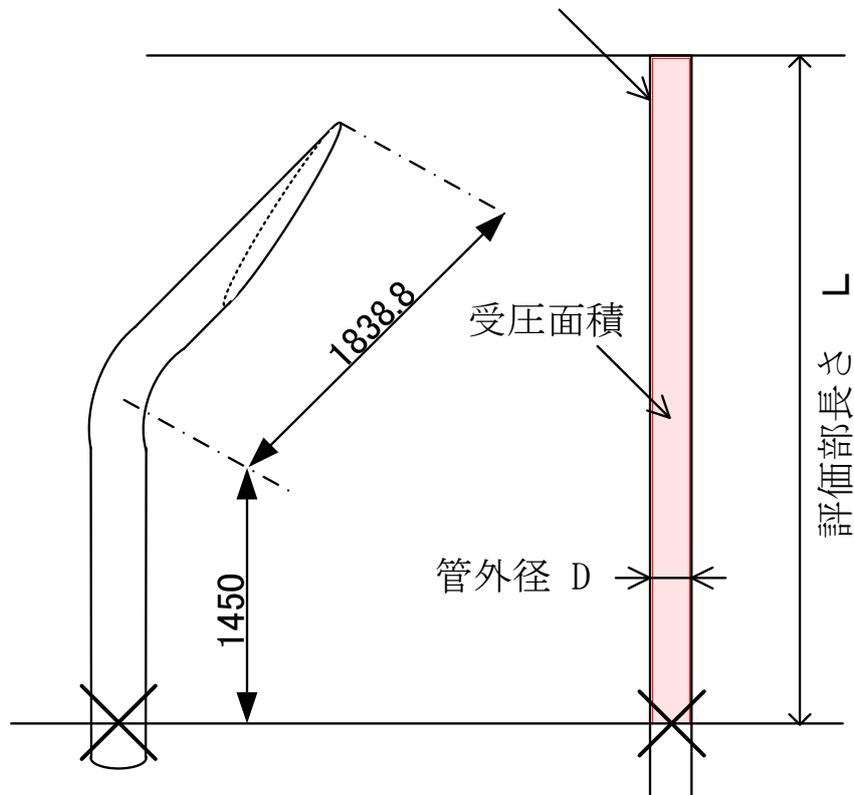


図1 タービン動補助給水ポンプ（蒸気大気放出管）

評価対象は、下表のとおり。

評価対象	材質	管外径 D (mm)	露出部長さ※1 L (mm)	板厚 t (mm)
タービン動補助給水ポンプ （蒸気大気放出管）	STPG38	267.4	3289	7.8

※1:放出管の最終支持点から端部までの長さ（鉛直部以外も含む）

2. 評価内容

(1) 圧力荷重

竜巻による複合荷重を次の条件で算出する。

評価対象	最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m ²)	ガスト 影響係数 G ※1	風力 係数 C ※2	空気密度 ρ ※3 (kg/m ³)	受圧面積 A ※4 (m ²)
タービン動 補助給水ポンプ (蒸気大気放出管)	100	—	—	1.2	1.22	0.8795

※1：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）

※2：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）の「表 A6.16 部材の風力係数 C」より選択

※3：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）

※4：受圧面積 A は、管外径に評価部長さをかけたものとする。

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} を算出した結果を示す。

・風圧力 P_D

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

ここで、設計用速度圧 q は以下の式で求まる。

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

・複合荷重 W_{T2}

$$W_{T2} = W_w + 0.5 W_p + W_M$$

ここで、風圧力による荷重 W_w および気圧差による荷重 W_p は、以下の式で求まる。

$$W_w = P_D$$

$$W_p = 0$$

なお、飛来物による荷重 W_M については、運用面等からの対策を実施するため 0 とする。

評価対象	設計用 速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P_D (N)	風圧力に よる荷重 W_w (N)	気圧差に よる荷重 W_p (N)	複合荷重 W_{T1} (N)	複合荷重 W_{T2} (N)
タービン動 補助給水ポンプ (蒸気大気放出管)	6100	6438	6438	—	—	6438

(2) 発生値

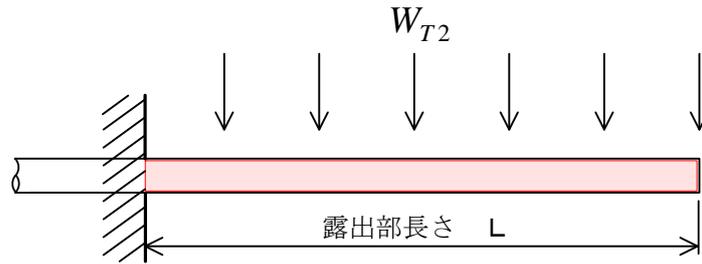


図2 モデル図

(a) 自重および複合荷重 W_{T2} による曲げ応力

以下の式にて、自重および複合荷重 W_{T2} により蒸気大気放出管に生じる曲げ応力 σ_{\max} を求める。

$$\sigma_{\max} = \frac{M_{\max}}{Z} = \frac{(W_{T2} + \mu g L)L}{2Z}$$

ここで、

μ : 単位長さ当たりの質量 (49.9kg/m)

また、断面係数 Z は次式より求める。

$$Z = \frac{\pi}{32D} \{D^4 - (D - 2t)^4\}$$

(3) 許容値

許容値は、JEAG4601-1987 のクラス2, 3管 (許容応力状態Ⅲ_{AS}) の規定に基づく。

評価対象	種別	許容応力状態	応力分類	許容値
タービン動 補助給水ポンプ (蒸気大気放出管)	クラス2, 3管	Ⅲ _{AS}	一次応力	S_y

ここで、

S_y : 雰囲気温度 (40℃) における設計降伏点 (182MPa)

(電気抵抗溶接鋼管であるため、継手効率 (0.85) を考慮している。)

3. 評価結果

評価対象	評価項目	発生値	許容値
タービン動 補助給水ポンプ (蒸気大気放出管)	一次応力		
		33 MPa	182 MPa

竜巻影響評価結果⑩-1【非常用ディーゼル発電機(吸気消音器)】

1. 概要

評価に用いる竜巻の風圧力による荷重 (W_w) に対して、ディーゼル発電機吸気消音器の健全性が確保されることを確認した。

なお、吸気消音器は大気中に開かれているため、内外気圧差による気圧差荷重 (W_p) は生じない。

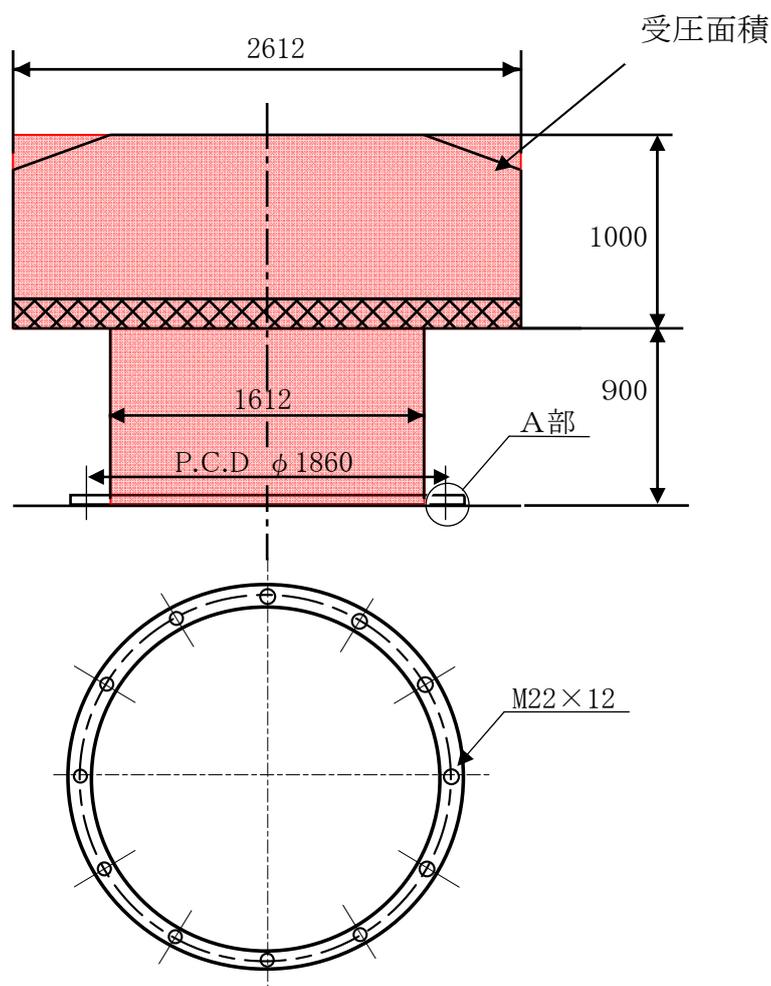


図1 非常用ディーゼル発電機吸気消音器外形図

評価部位		材質	寸法
A部	据付面取付けボルト	SUS304	M22

2. 評価内容

(1) 圧力荷重

竜巻による複合荷重を次の条件で算出する。

評価部位	最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m ²)	ガスト 影響係数 $G \times 1$	風力 係数 $C \times 2$	空気密度 $\rho \times 3$ (kg/m ³)	受圧面積 $A \times 4$ (m ²)
A部	100	—	1	1.2	1.22	4.07

※1：原子力発電所の竜巻影響評価ガイド

※2：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）の「表 A6.16 部材の風力係数 C」より選択

※3：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）

※4：受圧面積 A は、図 1 に示す範囲

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} を算出した結果を示す。

・風圧力 P_D

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

ここで、設計用速度圧 q は以下の式で求まる。

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

・複合荷重 W_{T2}

$$W_{T2} = W_w + 0.5 W_p + W_M$$

ここで、風圧力による荷重 W_w および気圧差による荷重 W_p は、以下の式で求まる。

$$W_w = P_D$$

$$W_p = 0$$

なお、飛来物による荷重 W_M については、運用面等からの対策を実施するため 0 とする。

評価部位	設計用 速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P_D (N)	風圧力に よる荷重 W_w (N)	気圧差に よる荷重 W_p (N)	複合荷重 W_{T1} (N)	複合荷重 W_{T2} (N)
A部	6100	29800	29800	—	—	29800

(2) 発生応力

(a) 複合荷重 W_{T2} による引張応力

複合荷重 W_{T2} により据付面取付けボルトに生じる引張応力を以下のとおり求める。

- ・転倒モーメント M は次式により算出される。

$$M = W_{T2} \times H - m \times g \times \ell_5 / 2$$

ここで、

m : 吸気消音器の質量 (2000kg)

H : 吸気消音器の高さ (1.9m)

ℓ_5 : 支点と評価ボルト間の距離 (1.7966m)

g : 重力加速度 (9.80665m/s²)

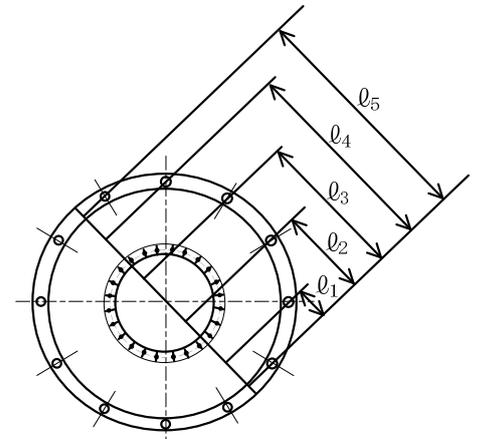


図2 ボルト配置図

- ・図3より、転倒モーメント M 、各ボルトに発生する力 F_i 、各ボルト間距離 ℓ_i の関係式は次式となる。

$$M = 2 \sum_{i=1}^n F_i \cdot \ell_i$$

〔 $F_i / \ell_i = \text{一定}$ 〕

- ・上式より、評価ボルト (ℓ_5) に発生する引張力 F_5 は次式となる。

$$F_5 = \frac{M}{2 \sum_{i=1}^n \ell_i^2} \ell_5$$

$\sum_{i=1}^5 \ell_i^2$ は下表のとおりとなる。

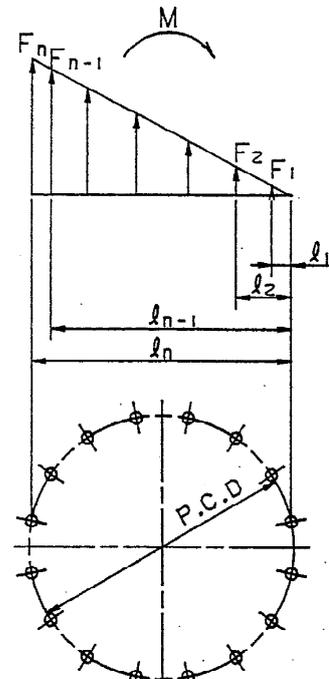


図3 ボルトに作用する転倒モーメント

ボルト位置	ℓ_i (mm)	$\sum_{i=1}^5 \ell_i^2$
1	240.7	7436291.6
2	657.6	
3	1139.0	
4	1555.9	
5	1796.6	

- ・以上より、複合荷重 W_{T2} により据付面取付けボルトに生じる引張応力 σ_5 は以下の式にて求まる。

$$\sigma_5 = F_5 / A_b$$

ここで、

$$A_b : \text{ボルト断面積} \quad (380.13271\text{mm}^2)$$

(b) 複合荷重 W_{T2} によるせん断応力

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} により据付面取付けボルトに生じるせん断応力を求める。

$$\tau_b = W_{T2} / N / A_b$$

ここで、

$$N : \text{ボルト本数} \quad (12 \text{本})$$

(3) 許容応力

許容値は、JEAG4601-1987 の支持構造物（許容応力状態 III_AS）の規定に基づく。

種別	許容応力 状態	許容応力		
		1次応力		
		引張	せん断	せん断と引張の組合せ
支持構造物	III _A S	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$\text{Min}(1.4(1.5f_t) - 1.6\tau_b, 1.5f_t)$

記号の説明

記号	単位	説明
f_t	MPa	許容引張応力 支持構造物のボルト材に対して JSME S NC1 SSB-3131 (1) により規定される値
f_s	MPa	許容せん断応力 支持構造物のボルト材に対して JSME S NC1 SSB-3131 (2) により規定される値
τ_b	MPa	ボルトに作用するせん断応力

3. 評価結果

評価部位		評価項目	発生値	許容値
A部	据付面 取付けボルト	引張応力/ 組合せ応力	13 MPa	153 MPa
		せん断応力	7 MPa	117 MPa

竜巻影響評価結果⑩-2【非常用ディーゼル発電機(排気消音器)】

1. 概要

評価に用いる竜巻の風圧力による荷重 (W_w) に対して、ディーゼル発電機排気消音器の健全性が確保されることを確認した。

なお、排気消音器は大気中に開かれているため、内外気圧差による気圧差荷重 (W_p) は生じない。

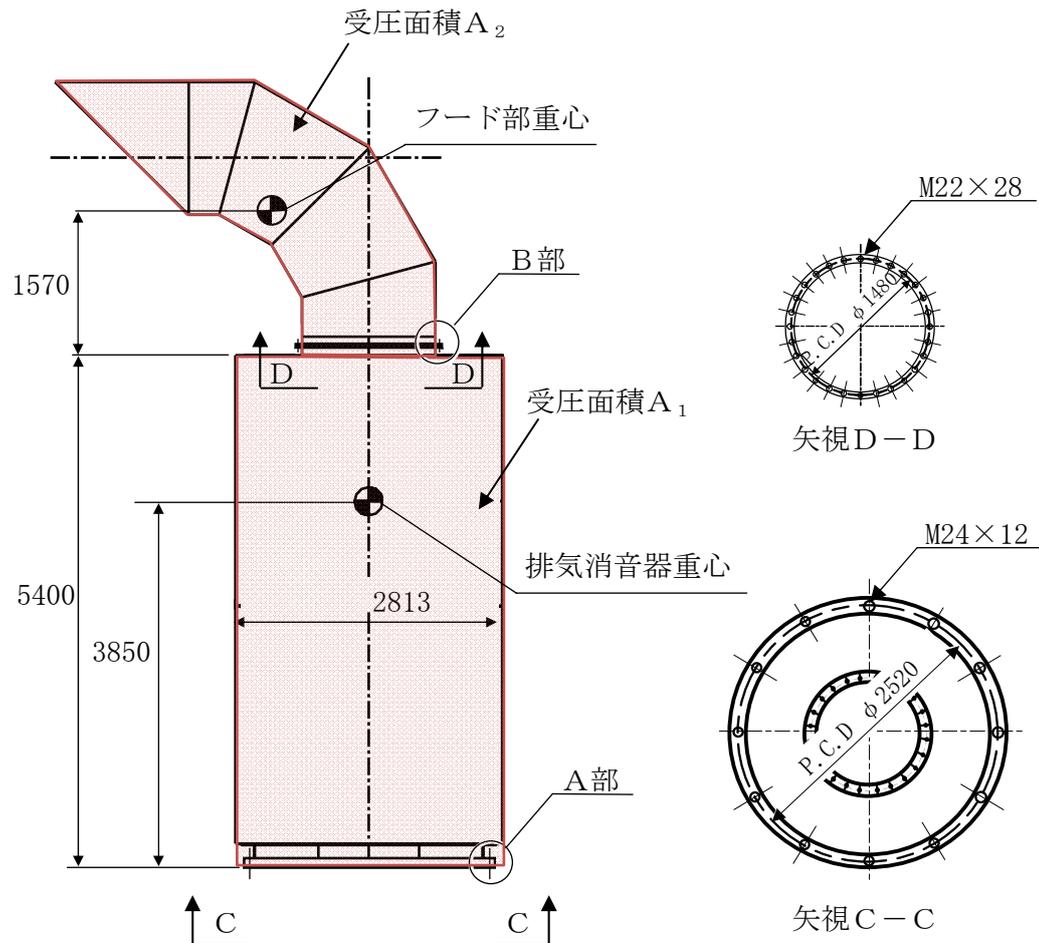


図1 非常用ディーゼル発電機排気消音器外形図

評価部位		材質	寸法
A部	据付面取付けボルト	SUS304	M24
B部	フード取付けボルト	SUS304	M22

2. 評価内容

(1) 圧力荷重

竜巻による複合荷重を次の条件で算出する。

評価部位	最大風速 V_D (m/s)	気圧低下量 ΔP (N/m ²)	ガスト 影響係数 $G \times 1$	風力 係数 $C \times 2$	空気密度 $\rho \times 3$ (kg/m ³)	受圧面積 $A \times 4$ (m ²)
A部	100	—	1	1.2	1.22	20.78
B部	100	—	1	1.2	1.22	5.58

※1：原子力発電所の竜巻影響評価ガイド

※2：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）の「表 A6.16 部材の風力係数 C」より選択

※3：日本建築学会 建築物荷重指針・同解説（2004）

※4：受圧面積 A は、図 1 に示す範囲であり、A 部を評価する際は、 $A_1 + A_2$ 、B 部を評価する際は、 A_2 を用いる。

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} を算出した結果を示す。

・風圧力 P_D

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

ここで、設計用速度圧 q は以下の式で求まる。

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

・複合荷重 W_{T2}

$$W_{T2} = W_w + 0.5 W_p + W_M$$

ここで、風圧力による荷重 W_w および気圧差による荷重 W_p は、以下の式で求まる。

$$W_w = P_D$$

$$W_p = 0$$

なお、飛来物による荷重 W_M については、運用面等からの対策を実施するため 0 とする。

評価部位	設計用 速度圧 q (N/m ²)	風圧力 P_D (N)	風圧力に よる荷重 W_w (N)	気圧差に よる荷重 W_p (N)	複合荷重 W_{T1} (N)	複合荷重 W_{T2} (N)
A部	6100	153000	153000	—	—	153000
B部	6100	40900	40900	—	—	40900

(2) 発生値

(a) 据付面取付けボルト

a. 複合荷重 W_{T2} による引張応力

複合荷重 W_{T2} により据付面取付けボルトに生じる引張応力を以下のとおり求める。

- ・転倒モーメント M は次式により算出される。

$$M = W_{T2} \times \ell_{g1} - m \times g \times \ell_5 / 2$$

ここで、

m : 排気消音器の質量 (7000kg)

ℓ_{g1} : 排気消音器の重心高さ (3.85m)

ℓ_5 : 支点と評価ボルト間の距離 (2.4341m)

g : 重力加速度 (9.80665m/s²)

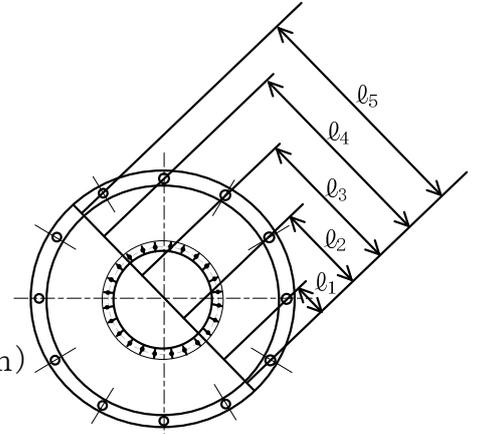


図2 ボルト配置図

- ・図3より、転倒モーメント M 、各ボルトに発生する力 F_i 、各ボルト間距離 ℓ_i の関係式は次式となる。

$$M = 2 \sum_{i=1}^n F_i \cdot \ell_i$$

[$F_i / \ell_i = \text{一定}$]

- ・上式より、評価ボルト (ℓ_5) に発生する引張力 F_5 は次式となる。

$$F_5 = \frac{M}{2 \sum_{i=1}^n \ell_i^2} \ell_5$$

$\sum_{i=1}^5 \ell_i^2$ は下表のとおりとなる。

ボルト位置	ℓ_i (mm)	$\sum_{i=1}^5 \ell_i^2$
1	326.1	13650195
2	891.0	
3	1543.2	
4	2108.0	
5	2434.1	

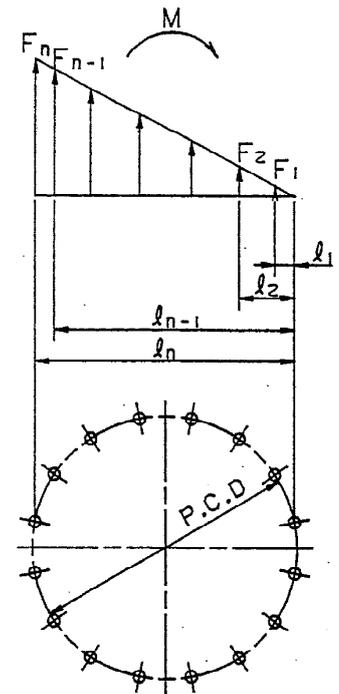


図3 ボルトに作用する転倒モーメント

- ・以上より、複合荷重 W_{T2} により据付面取付けボルトに生じる引張応力 σ_5 は以下の式にて求まる。

$$\sigma_5 = F_5 / A_{b1}$$

ここで、

$$A_{b1} : \text{ボルト断面積} \quad (452.38934\text{mm}^2)$$

b. 複合荷重 W_{T2} によるせん断応力

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} により据付面取付けボルトに生じるせん断応力を求める。

$$\tau_b = W_{T2} / N_1 / A_{b1}$$

ここで、

$$N_1 : \text{ボルト本数} \quad (12 \text{本})$$

(b) フード取付けボルト

a. 複合荷重 W_{T2} による引張応力

複合荷重 W_{T2} により据付面取付けボルトに生じる引張応力を以下のとおり求める。

- ・転倒モーメント M は次式により算出される。

$$M = W_{T2} \times \ell_{g2}$$

ここで、

$$\ell_{g2} : \text{フードの重心高さ} \quad (1.57\text{m})$$

- ・図3より、転倒モーメント M 、各ボルトに発生する力 F_i 、各ボルト間距離 ℓ_i の関係式は次式となる。

$$M = 2 \sum_{i=1}^n F_i \cdot \ell_i$$

$$\left[F_i / \ell_i = \text{一定} \right]$$

- ・上式より、評価ボルト (ℓ_{13}) に発生する引張力 F_{13} は次式となる。

$$F_{13} = \frac{M}{2 \sum_{i=1}^n \ell_i^2} \ell_{13}$$

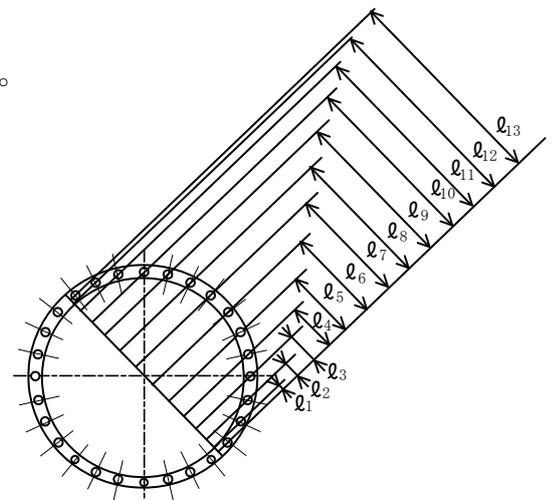


図4 ボルト配置図

$\sum_{i=1}^{13} \ell_i^2$ は下表のとおりとなる。

ボルト位置	ℓ_i (mm)	$\sum_{i=1}^{13} \ell_i^2$
1	36.9	11403528
2	108.8	
3	212.1	
4	341.6	
5	490.9	
6	652.5	
7	818.2	
8	979.8	
9	1129.1	
10	1258.6	
11	1361.9	
12	1433.8	
13	1470.7	

- ・ 以上より、複合荷重 W_{T2} により据付面取付けボルトに生じる引張応力 σ_{13} は以下の式にて求まる。

$$\sigma_{13} = F_{13} / A_{b2}$$

ここで、

$$A_{b2} : \text{ボルト断面積} \quad (380.13271\text{mm}^2)$$

- b. 複合荷重 W_{T2} によるせん断応力

以下の式にて、複合荷重 W_{T2} により据付面取付けボルトに生じるせん断応力を求める。

$$\tau_b = W_{T2} / N_2 / A_{b2}$$

ここで、

$$N_2 : \text{ボルト本数} \quad (28 \text{本})$$

(3) 許容値

許容値は、JEAG4601-1987 の支持構造物（許容応力状態Ⅲ_AS）の規定に基づく。

種別	許容応力 状態	許容応力		
		1次応力		
		引張	せん断	せん断と引張の組合せ
支持構造物	Ⅲ _A S	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$\text{Min}(1.4(1.5f_t)-1.6\tau_b, 1.5f_t)$

記号の説明

記号	単位	説明
f_t	MPa	許容引張応力 支持構造物のボルト材に対して JSME S NC1 SSB-3131 (1) により規定される値
f_s	MPa	許容せん断応力 支持構造物のボルト材に対して JSME S NC1 SSB-3131 (2) により規定される値
τ_b	MPa	ボルトに作用するせん断応力

3. 評価結果

評価部位		評価項目	発生値	許容値
A部	据付面 取付けボルト	引張応力/ 組合せ応力	100 MPa	153 MPa
		せん断応力	29 MPa	117 MPa
B部	フード 取付けボルト	引張応力/ 組合せ応力	11 MPa	153 MPa
		せん断応力	4 MPa	117 MPa

設計竜巻に対する建屋の構造健全性評価（詳細）

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) 設計荷重によって生じる変形・応力等の算定」で算定した変形・応力等に基づいて、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. 竜巻防護施設の外殻となる施設

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) 竜巻防護施設の外殻となる施設

- 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

(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 $\Delta P_{\text{max}}(\text{hPa})$	最大気圧低下率 $(dp/dt)_{\text{max}}$ (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 (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。

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

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の外壳となる施設については、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。

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

ΔP_{max} : 最大気圧低下量

A : 施設の受圧面積

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

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

設計飛来物の速度の設定は、保守的な評価となるよう鋼製パイプ及び鋼製材はガイドの記載値を用いる。乗用車は伊方発電所構内に駐車している大型の乗用車を選定する。

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
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	2,650	2,280

※1：衝撃荷重の算出について添付資料2に示す。

(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. 竜巻防護施設の外殻となる施設の評価

(1) 評価対象施設の概要

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 竜巻防護施設の外殻となる施設の概要

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

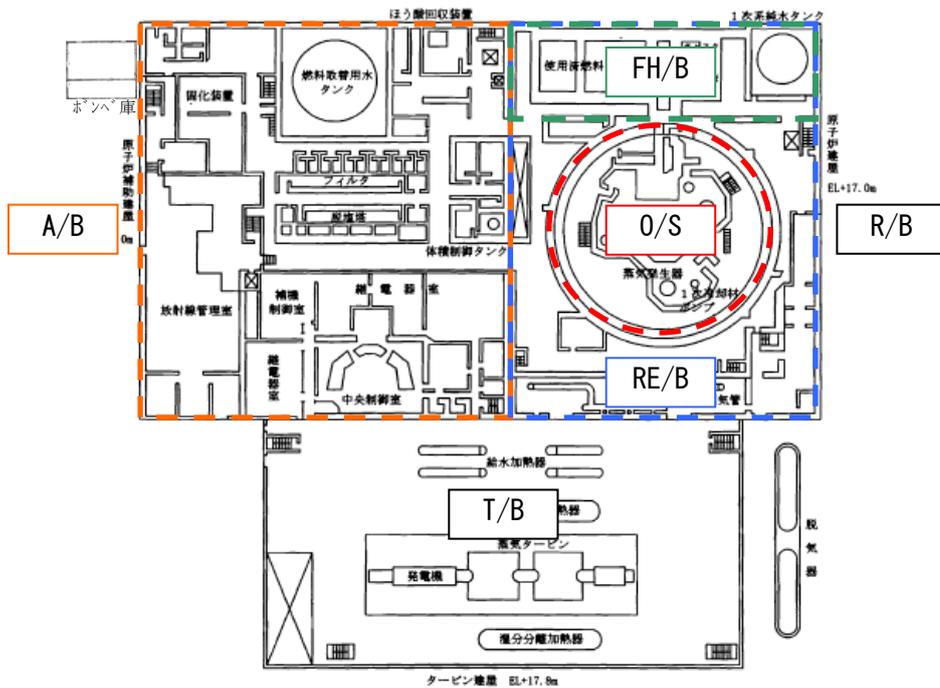
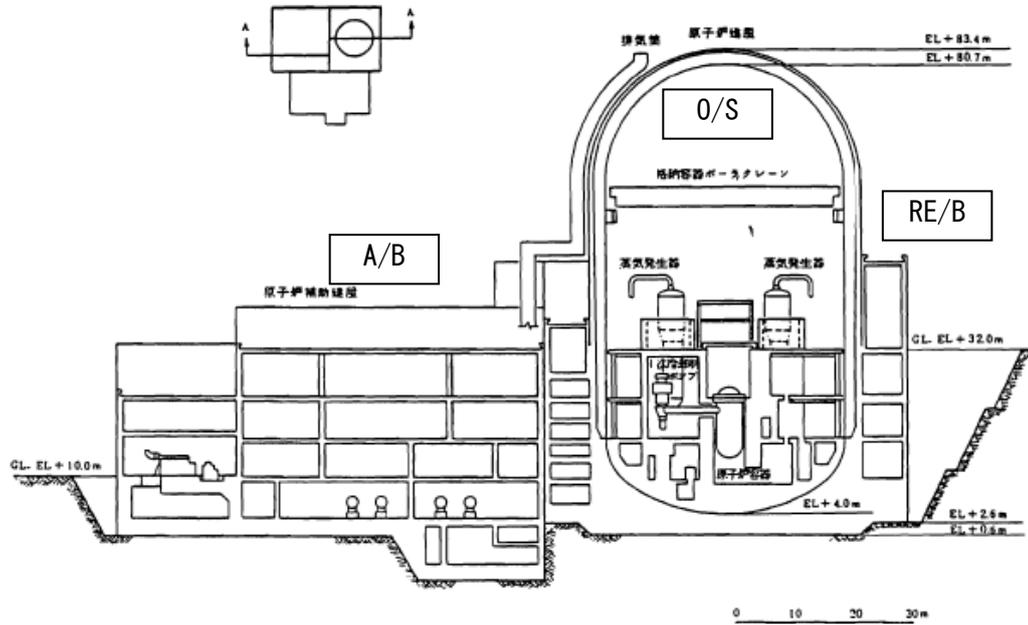
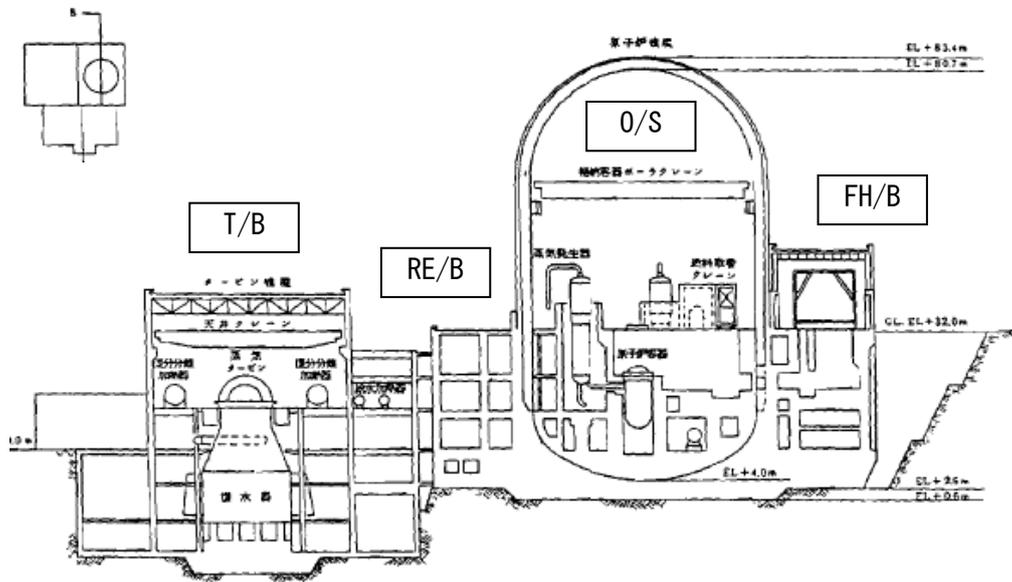


図4.1 R/B、A/Bの概略平面図



東西方向



南北方向

図4.2 R/B、A/Bの概略断面図

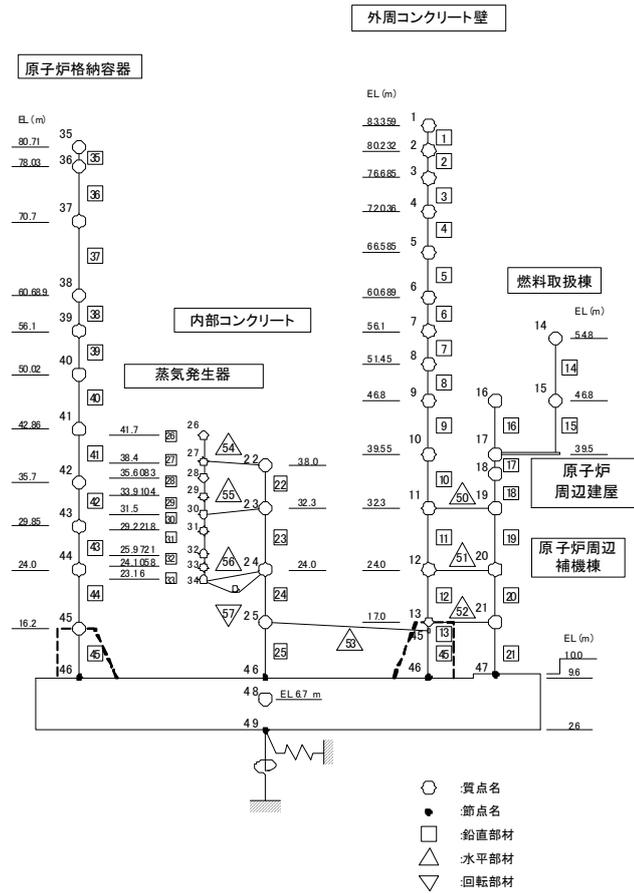


図 4.3 R/Bの地震応答解析モデル図

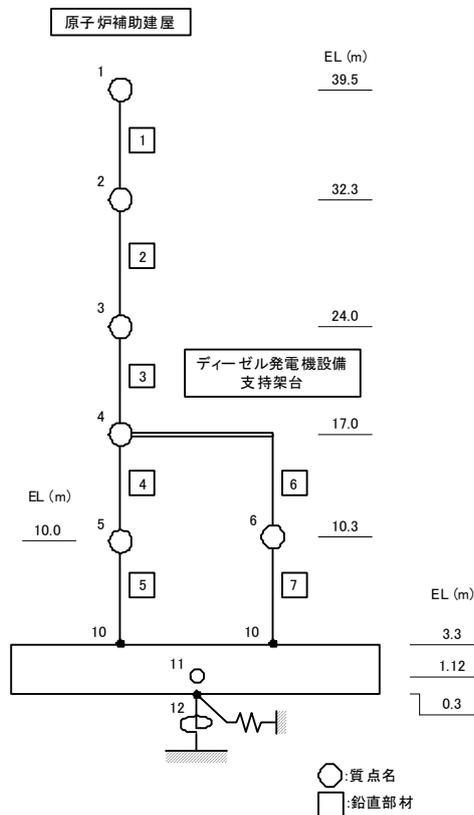


図 4.4 A/Bの地震応答解析モデル図

(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

竜巻防護施設の外殻を構成する屋根、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、デッキプレートをも有する部位として FH/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 FH/B の外壁 (EL32.3m~EL39.5m) を代表部位として評価する。

FH/B の外壁 (EL39.5m~EL54.8m) については、鋼製の折板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。

竜巻防護施設の外殻とな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4.5、表4.2に示す。

- 竜巻防護施設の外殻となる施設
- ・ 建屋
 - 原子炉建屋 (R/B)
 - 原子炉補助建屋 (A/B)

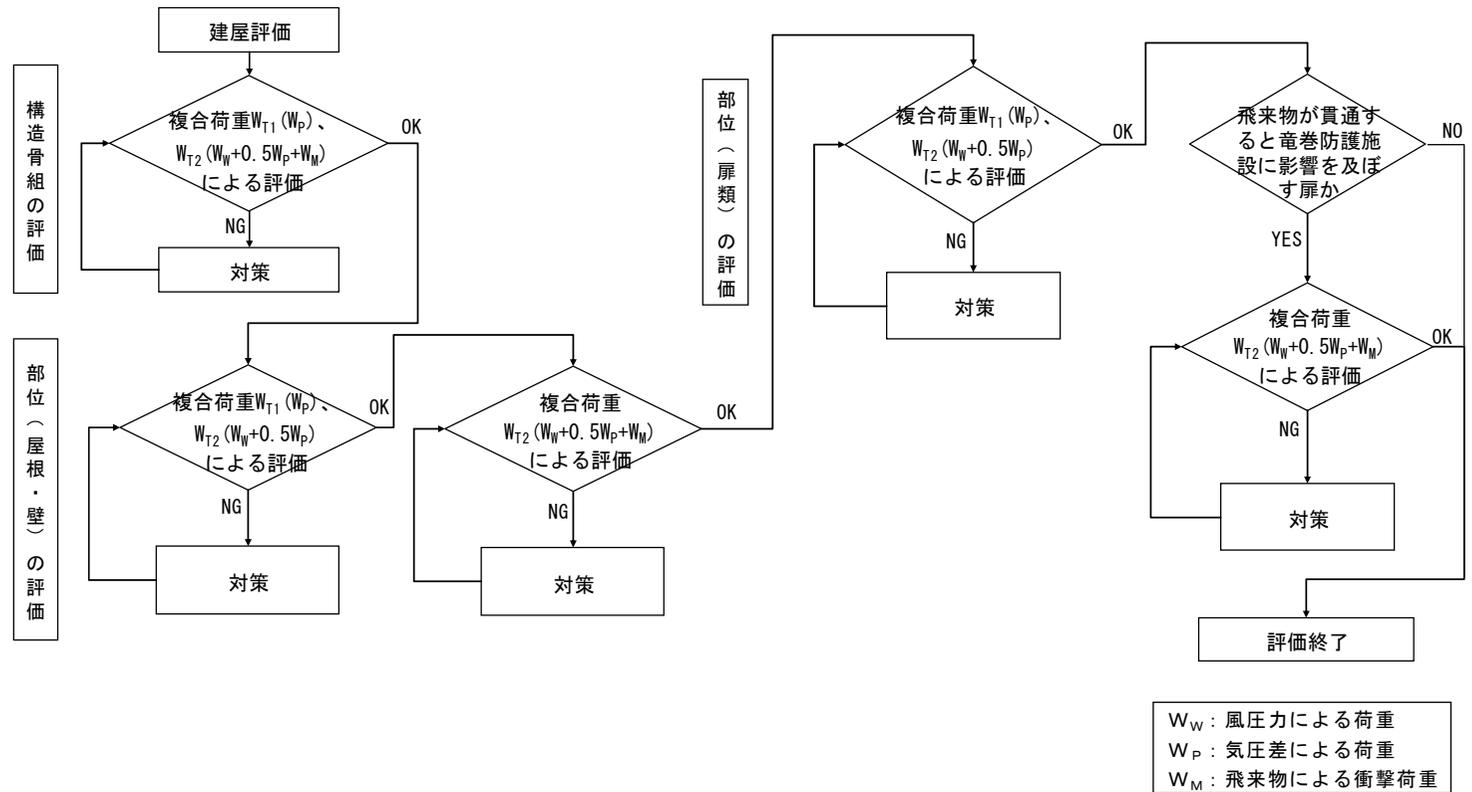


図4.5 建物・構築物等の構造健全性の確認フロー

表4.2 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				
竜巻防護施設の外殻となる施設	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)		○	—	○	◇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	○	○	○	◇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※	○	○	○		
				折板壁	○	○	○		
		腰壁※		○	○	○			
		原子炉補助建屋 (A/B)	一般部	屋根	○	○	○		
				壁	○	○	○		
			塔屋部	屋根※	○	○	○		
	壁※			○	○	○			
	部位(扉類)の評価	原子炉建屋 (R/B) 原子炉補助建屋 (A/B)		扉	○	○	○	◇全ての扉類 ・W _P 、W _W +0.5W _P 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 ・W _W +0.5W _P +W _M 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。	

※：評価に用いた代表部位を示す。
 ○：評価に用いた複合荷重を示す。

(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4.3にO/S、表4.4にRE/B、FH/B、表4.5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4.3 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}	13,189	242,747	18.4
	76.585					
	60.689	3~5				
	56.100	6				
	51.450	7	W_{T2}	15,242	289,361	18.9
	46.800	8	W_{T2}	17,295	298,056	17.2
	39.550	9	W_{T2}	20,468	314,597	15.3
	36.800	10	W_{T2}	21,682	312,439	14.4

※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4.4 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	■ FH/B					
	54.8	14	W _{T2}	4,709	56,486	11.9
	46.8					
	39.5	15	W _{T2}	6,505	78,257	12.0
	■ RE/B					
	46.8	16	W _{T2}	7,342	55,047	7.4
	39.5					
	39.5	17	W _{T2}	14,121	129,970	9.2
	36.8					
	32.3	18	W _{T2}	19,063	180,834	9.4
	24.0	19	W _{T2}	27,169	545,249	20.0
17.0	20	W _{T2}	34,245	690,845	20.1	
10.0	21	W _{T2}	40,954	909,141	22.1	
NS方向	■ FH/B					
	54.8	14	W _{T2}	6,593	20,070	3.0
	46.8					
	39.5	15	W _{T2}	11,292	28,504	2.5
	■ RE/B					
	46.8	16	W _{T2}	5,057	64,070	12.6
	39.5					
	39.5	17	W _{T2}	18,127	94,732	5.2
	36.8					
	32.3	18	W _{T2}	20,784	136,377	6.5
	24.0	19	W _{T2}	27,345	461,057	16.8
17.0	20	W _{T2}	32,891	649,723	19.7	
10.0	21	W _{T2}	38,071	813,298	21.3	

※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 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}	10,411	336,106	32.2
	32.3					
	24.0	2	W_{T2}	18,956	801,530	42.2
	17.0					
	10.0	3	W_{T2}	25,548	1,202,295	47.0
	10.0					
NS方向	39.5	1	W_{T2}	12,161	248,696	20.4
	32.3					
	24.0	2	W_{T2}	19,708	764,918	38.8
	17.0					
	10.0	3	W_{T2}	25,829	1,029,698	39.8
	10.0					
10.0	4	W_{T2}	31,950	1,174,836	36.7	
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 $W_{T_2}(W_w+0.5W_p)$ 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 4.6 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 4.6 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 $W_{T_2}(W_w+0.5W_p+W_M)$ 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 $W_{T_2}(W_w+0.5W_p)$ 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4.7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 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)		

② $W_{T_2}(W_w+0.5W_p+W_M)$ 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 $W_{T_2}(W_w+0.5W_p)$ 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4.8~4.10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4.8 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4.9 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4.10 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0.8mmの鋼板であり、設計飛来物が貫通して竜巻防護施設（使用済み燃料ピット）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、設計飛来物に対する防護対策を実施することとする。防護対策の評価については資料-11に示す。

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4.11に示す。

表4.11 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} (cm)	$W_{T2}(W_w + 0.5W_p)$ [$W_{T1}(W_p)$]	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 (厚4.5mm(一部6mm))
RE/B	一般部	17.0～20.4 (外壁)	○	○	
		46.8 (屋根)	○	○	デッキプレート有 (厚1.6mm)
	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 (厚1.6mm)
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 (厚1.6mm)
	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
 ※：竜巻防護対策を実施

※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。

(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。(添付資料7)

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。防護対策の評価については資料-11に示す。

② $W_{T2}(W_w + 0.5W_p + W_m)$ 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27箇所あり(添付資料7)、表4.12に示すように6種類に分類される。

表4.12 扉一覧表

種類	箇所数
出入口扉	2
スライディングドア	1
水密扉	2
ブローアウトパネル	7
点検扉	9
換気フード	6

出入口扉、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。防護対策の評価については資料-11に示す。

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。(添付資料5)

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

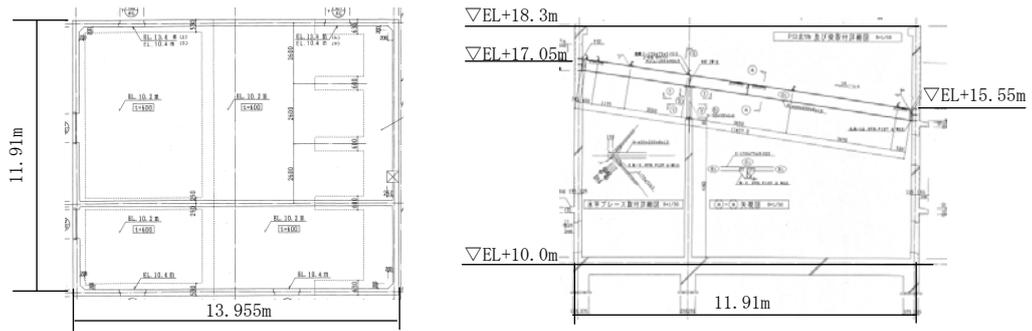


図 5.3 一次系ポンベ庫の概略平面・断面図

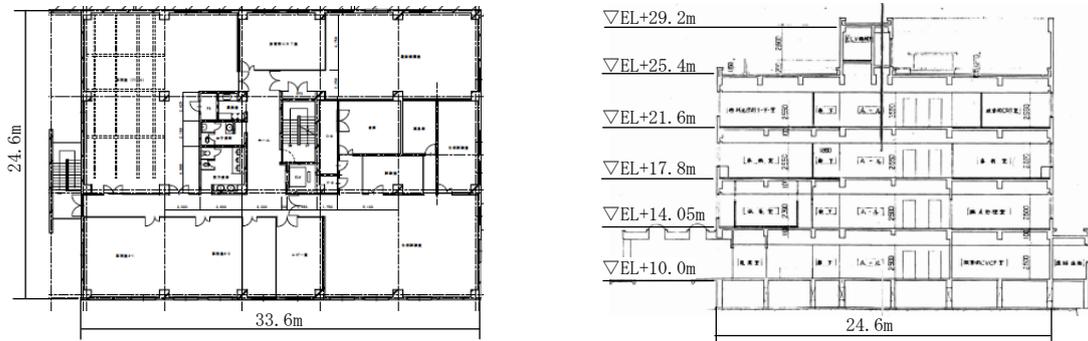


図 5.4 3号事務所の概略平面・断面図

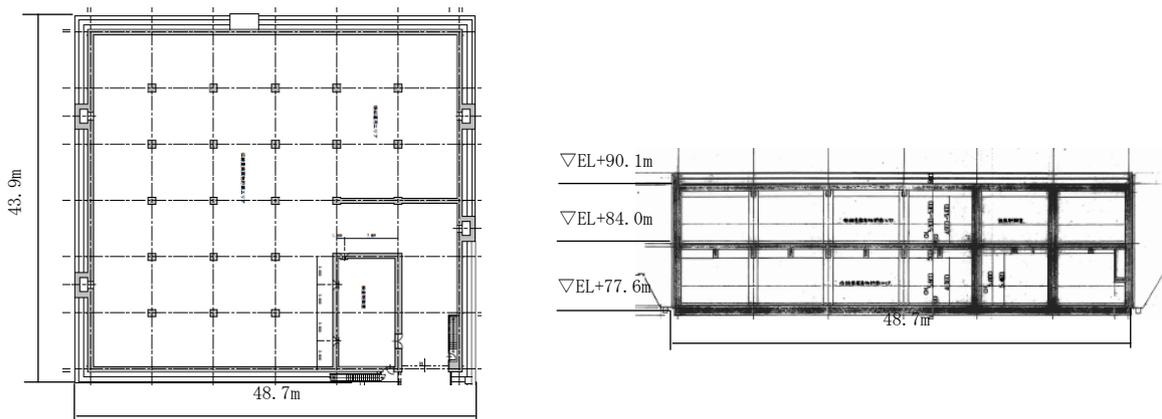


図 5.5 2-固体廃棄物貯蔵庫の概略平面・断面図

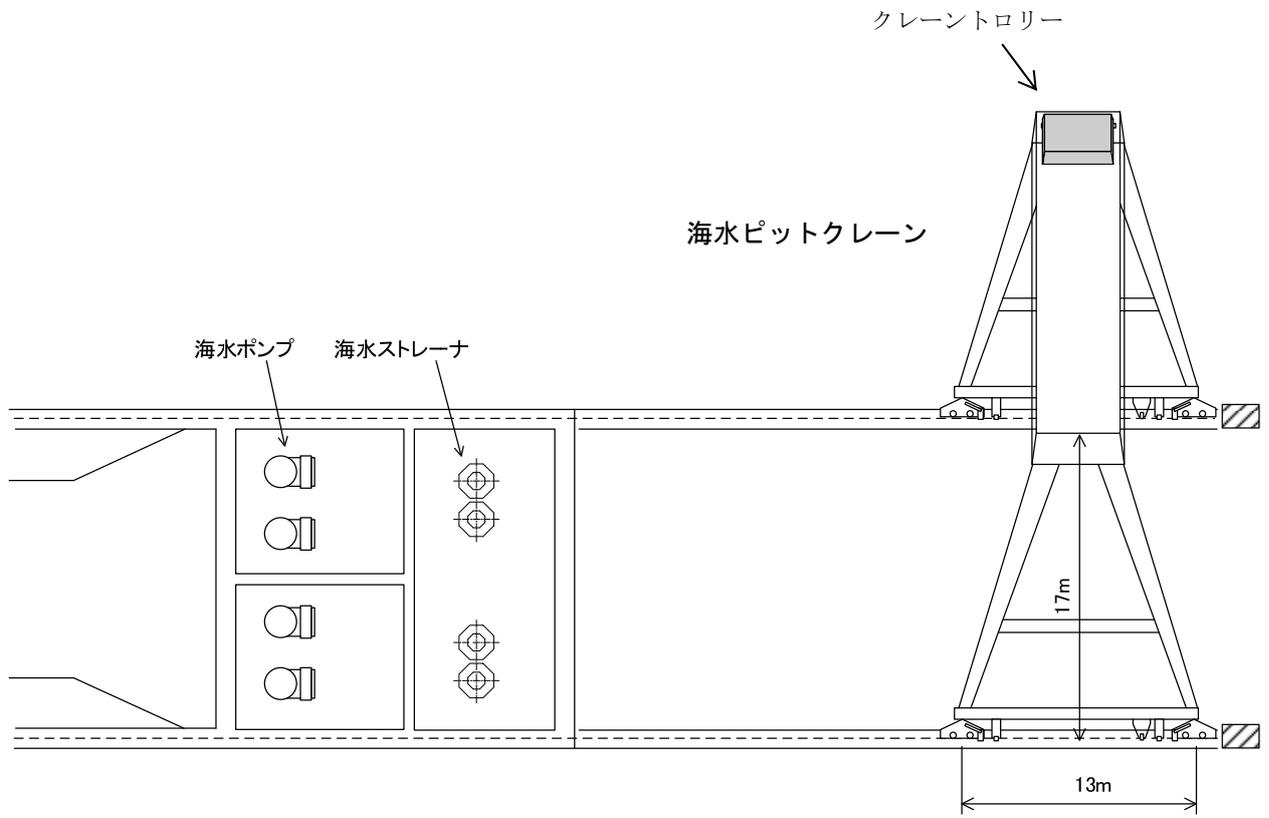


図 5.6 海水ピットクレーンの概略図

(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。

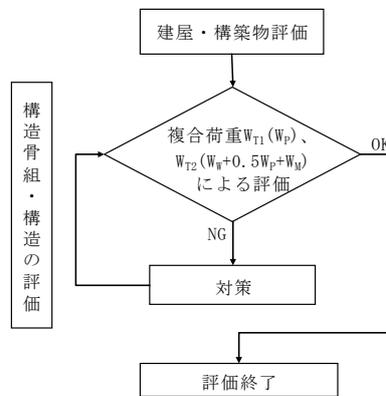


図5.7 構造健全性の確認フロー

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	○	○	◇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。
	一次系ポンペ庫	○	○	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 に一次系ポンペ庫、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}	8,194	39,653	4.8
	33.56					
	29.30	R1	W _{T2}	9,075	54,786	6.0
		24.00	3	W _{T2}	10,018	74,101
	17.80	2	W _{T2}	10,961	99,981	9.1
	10.00	1	W _{T2}	18,259	118,673	6.4
	NS方向	38.14	R2	W _{T2}	21,391	34,306
33.56						
29.30		R1	W _{T2}	21,952	40,040	1.8
		24.00	3	W _{T2}	25,497	45,133
17.80		2	W _{T2}	29,494	98,417	3.3
10.00		1	W _{T2}	43,626	114,668	2.6

※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。

表5.4 一次系ポンベ庫 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}	3,959	0.42	1.13	2.6
	10.00						
NS方向	18.30	1	W _{T2}	4,219	0.8	1.13	1.4
	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}	5,677	12,087	2.1
	21.60					
	17.80	3	W _{T2}	7,208	19,880	2.7
	10.00	2	W _{T2}	8,740	25,767	2.9
NS方向	25.40	4	W _{T2}	4,695	13,415	2.8
	21.60					
	17.80	3	W _{T2}	5,872	22,064	3.7
	10.00	2	W _{T2}	7,049	28,597	4.0
10.00	1	W _{T2}	8,226	34,408	4.1	
						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}	6,781	24,220	3.5
	84.30					
	77.60	B1	W _{T2}	10,312	54,689	5.3
NS方向	90.40	1	W _{T2}	7,206	24,220	3.3
	84.30					
	77.60	B1	W _{T2}	11,092	54,689	4.9

※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。

【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2.1m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2.1m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(Ww)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。

竜巻防護対策については、資料7に示す。

【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 (WT) : 9[t]
- ・ブリッジ重量 (WB) : 124.2[t]
- ・トロリー重心高さ (h1) : 18.465[m]
- ・ガーダー重心高さ (h2) : 16.15[m]
- ・ブリッジ重心高さ (h3) : 9[m]
- ・L2 : ブリッジの幅の1/2 : 6.5[m]

【風荷重 : V_D=100m/s】

- ・トロリーに作用する風荷重 (W1) : 5.3741[t]
- ・ガーダーに作用する風荷重 (W2) : 36.388[t]
- ・ブリッジに作用する風荷重 (W3) : 48.37667[t]

【転倒モーメント : Mt】

・ $M_t = W_1 \times h_1 + W_2 \times h_2 + W_3 \times h_3 = 1122.289$ (t・m)

【安定モーメント : Ms】

・ $M_s = W_T \times L_2 + W_B \times L_2 = 865.8$ (t・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。

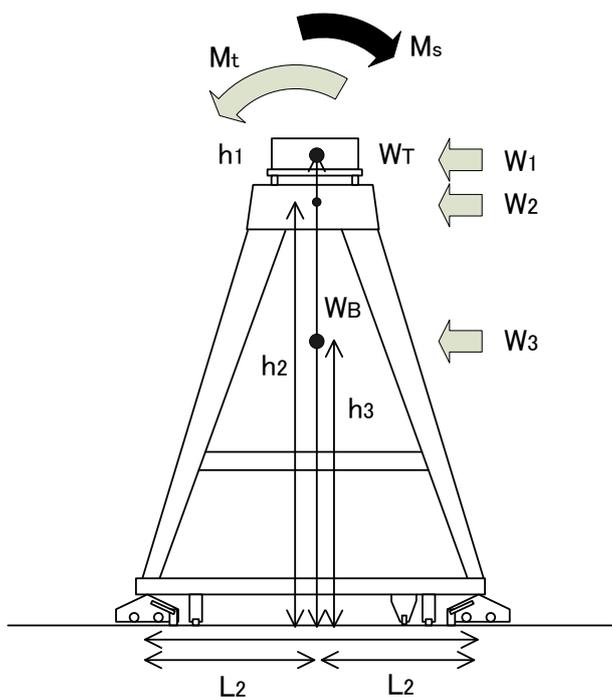


図 5.8 海水ピットクレーン 転倒可能性の評価結果

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。

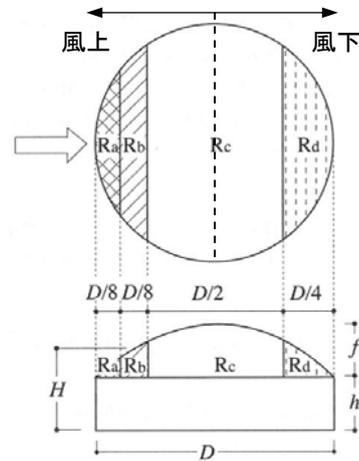
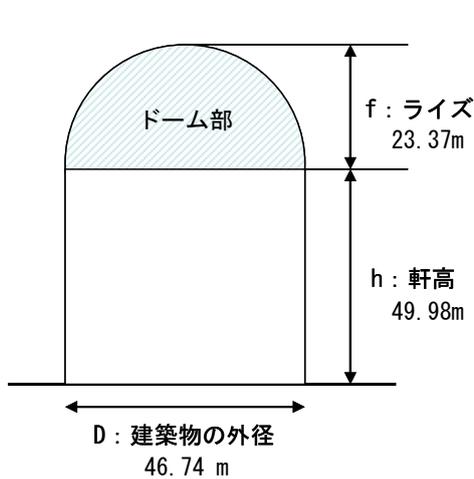
a. ドーム部の風力係数

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

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

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

$$(h = EL. 59.98 - EL. 10.0 = 49.98)$$

$$C_{pe} = +0.6$$

f/D	Ra 部 (正の係数)			Ra 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	

(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

$$f/D = 0.5$$

$$h/D = 1.07$$

$$C_{pe} (Rb 部) = -0.4,$$

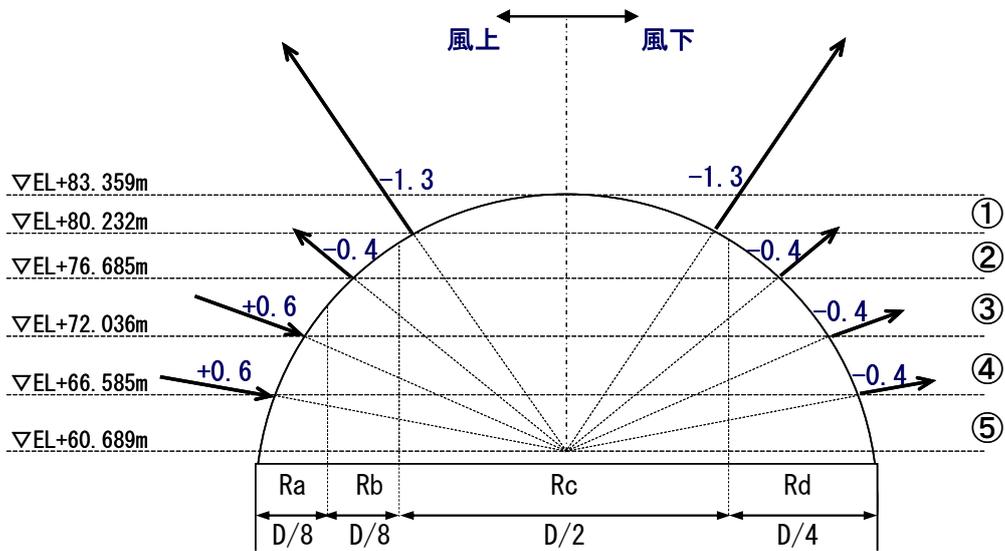
$$(Rc 部) = -1.3,$$

$$(Rd 部) = -0.4$$

f/D	Rb 部			Rc 部			Rd 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

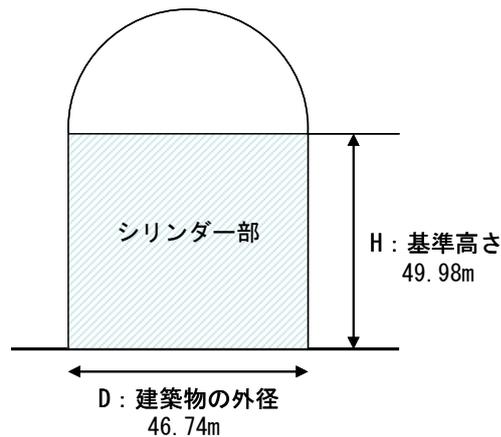
シリンダー部の風力係数は、「日本建築学会 建築物荷重指針・同解説 表 A6.12」に基づき、下式により求める。

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

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

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

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

$1 \leq H/D \leq 8$ 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。

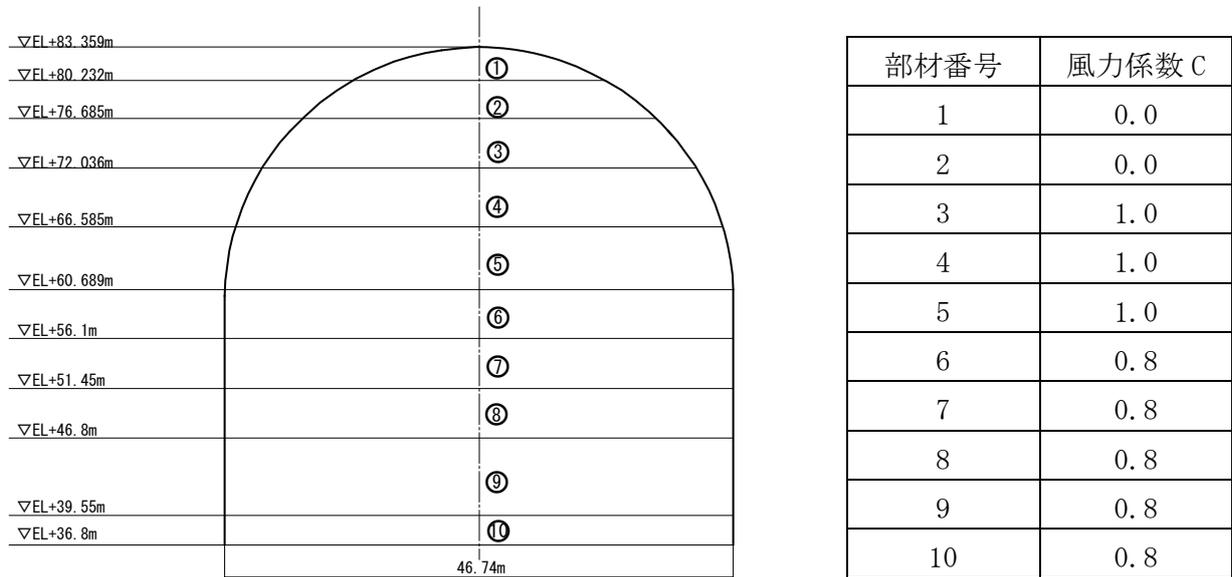


図 1.2 外周コンクリート壁の風力係数

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

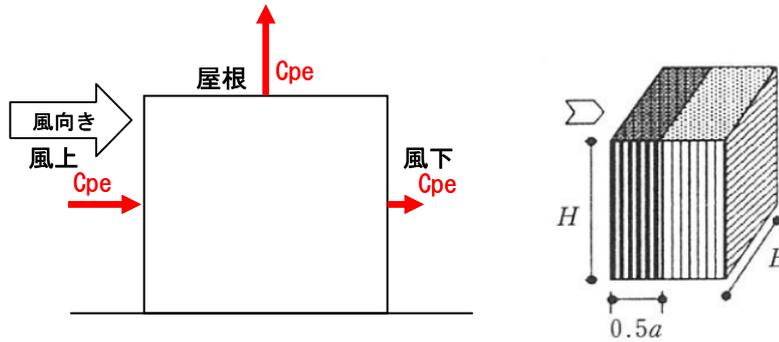


表 1 壁面の C_{pe}

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 (SS400) 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型鉄骨 (SM490A, 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。

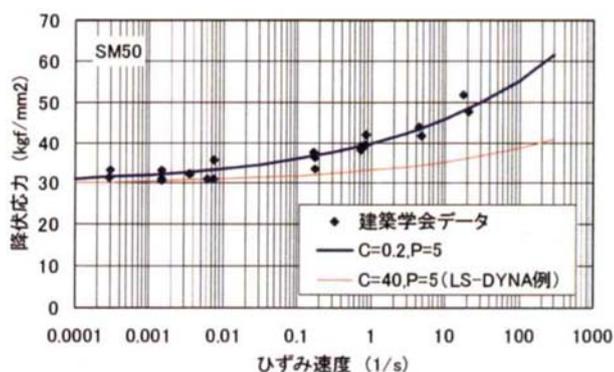


図 2.1 Cowper-Symonds によるひずみ速度依存パラメータ

(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。

【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】

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

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

with

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

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

$f_{c,imp}$ は、衝撃時の圧縮強度

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

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

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

CBE-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】

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

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

with

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

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

$f_{ct,imp}$ は、衝撃時の引張強度

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

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

$\dot{\epsilon}_{ct}$ は、ひずみ速度=10

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

CBE-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「 \square 」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。

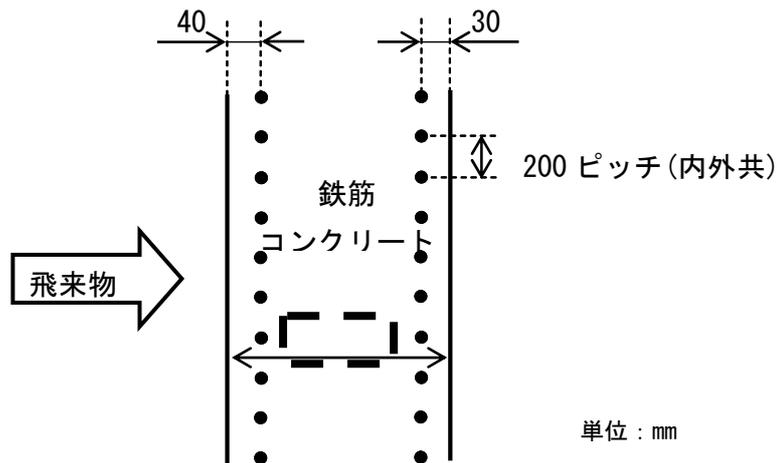


図 2.2 燃料取扱棟腰壁構造図 (概要)

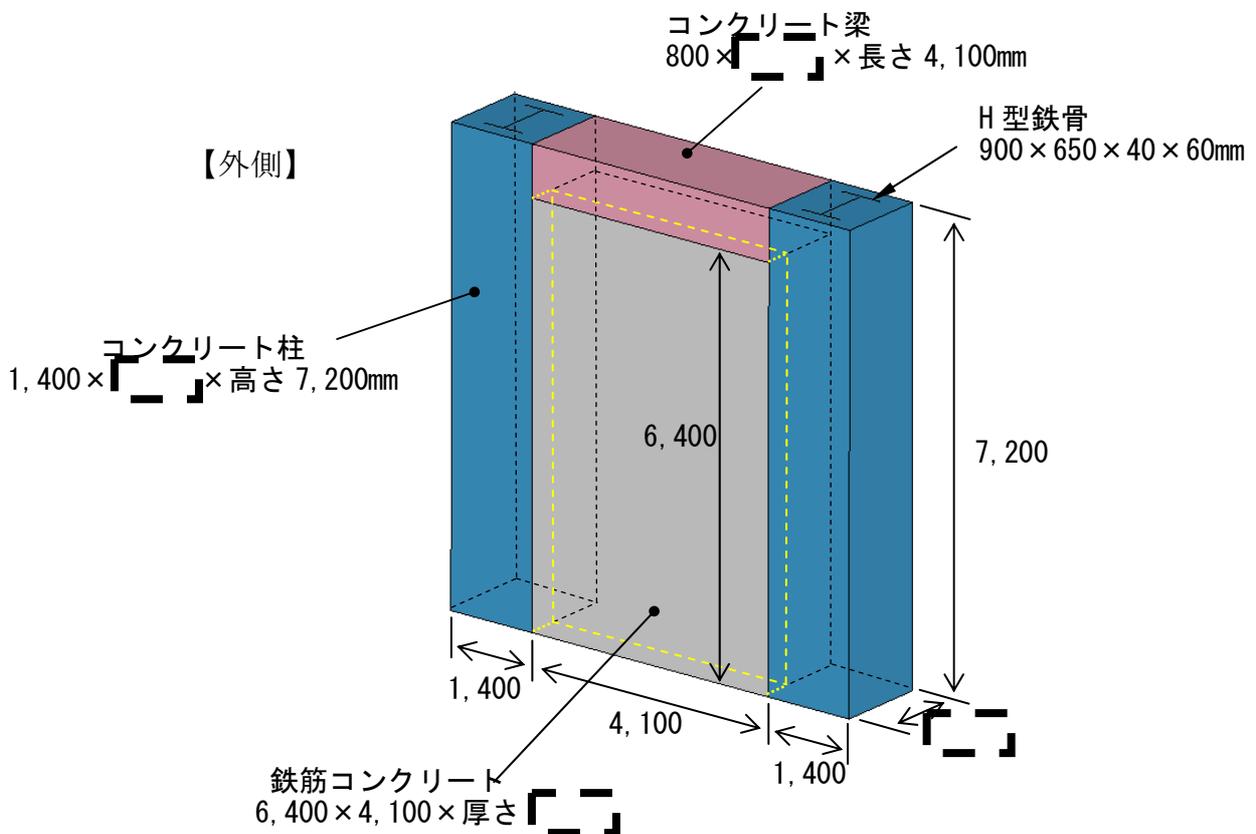


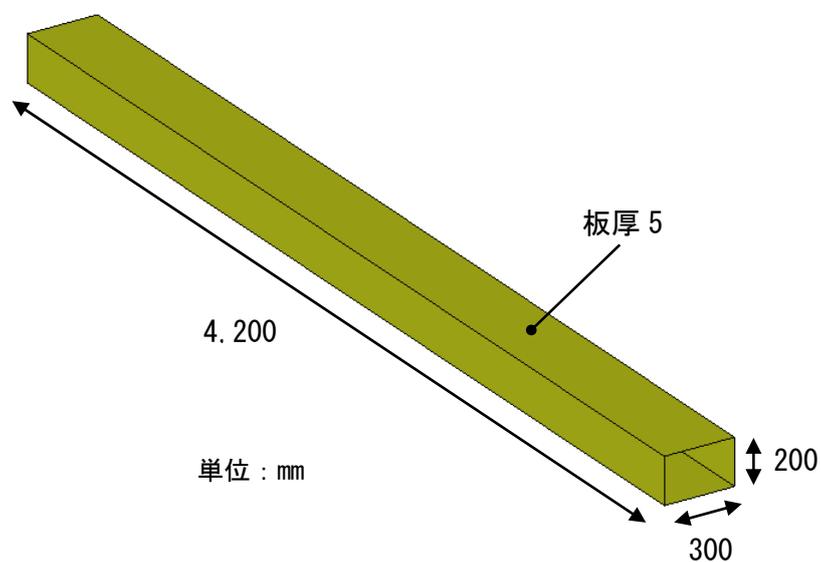
図 2.3 コンクリート壁の寸法及び構造

(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



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ため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型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

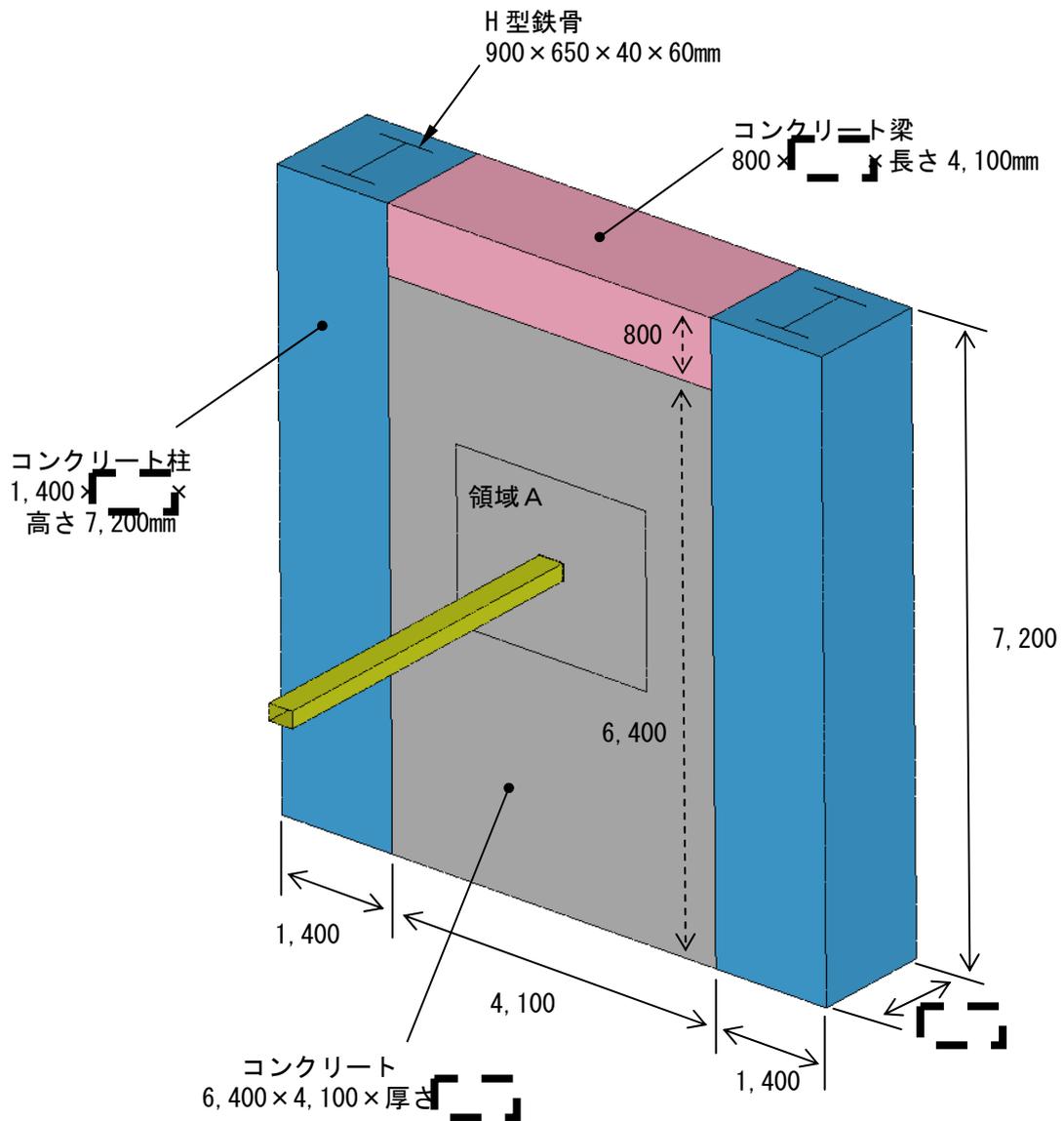


図 2.5 解析モデル (概要)

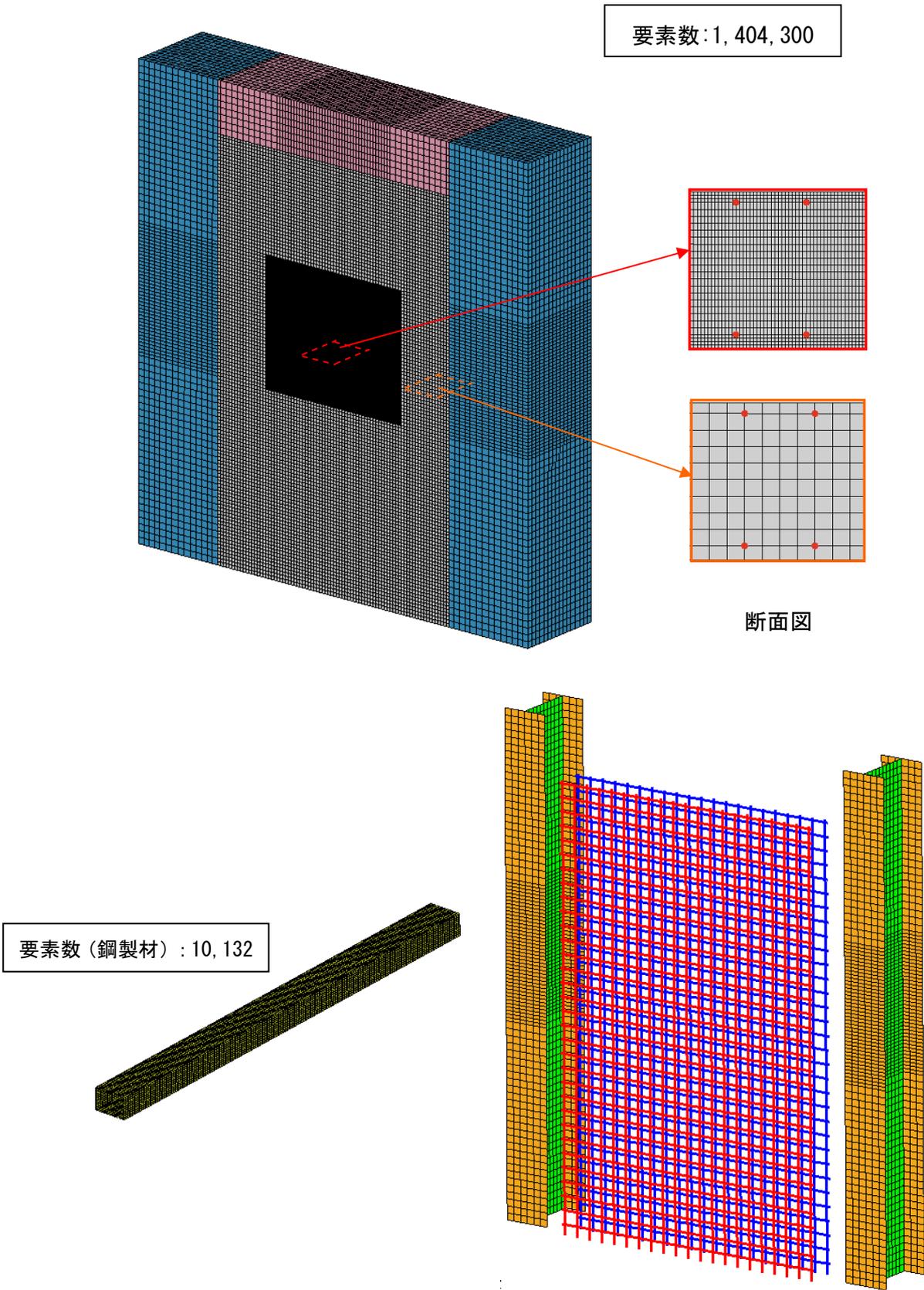


図 2.6 鉄筋コンクリート壁解析モデル (詳細)

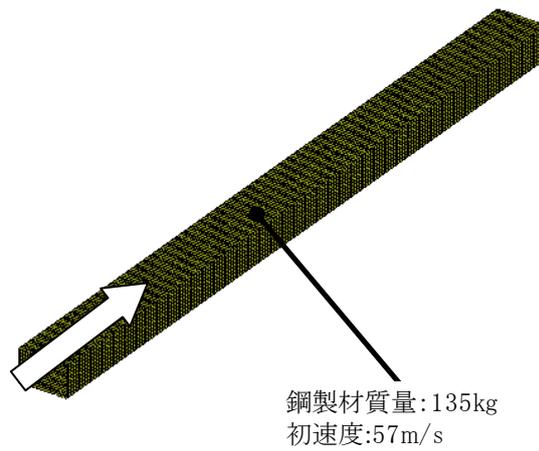


図 2.7 鋼製材解析モデル

(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、 $2.65 \times 10^3 \text{kN}$ となった。

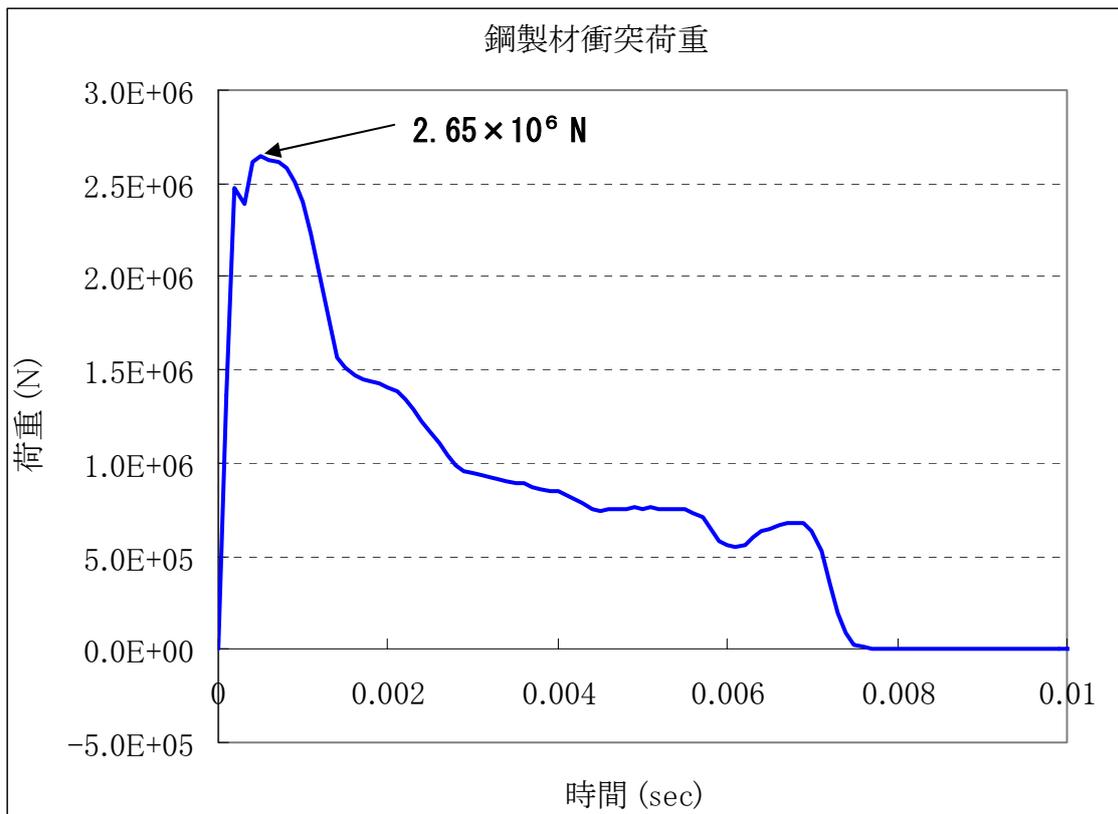


図 2.8 コンクリート壁に発生する荷重の時刻歴推移
(鋼製材衝突)

(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

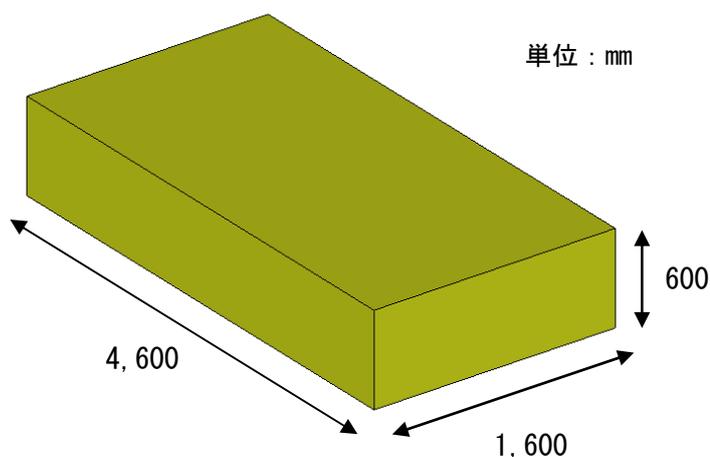


図 2.9 乗用車の構造概要 (衝突解析)

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型鉄骨解析モデルは、
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

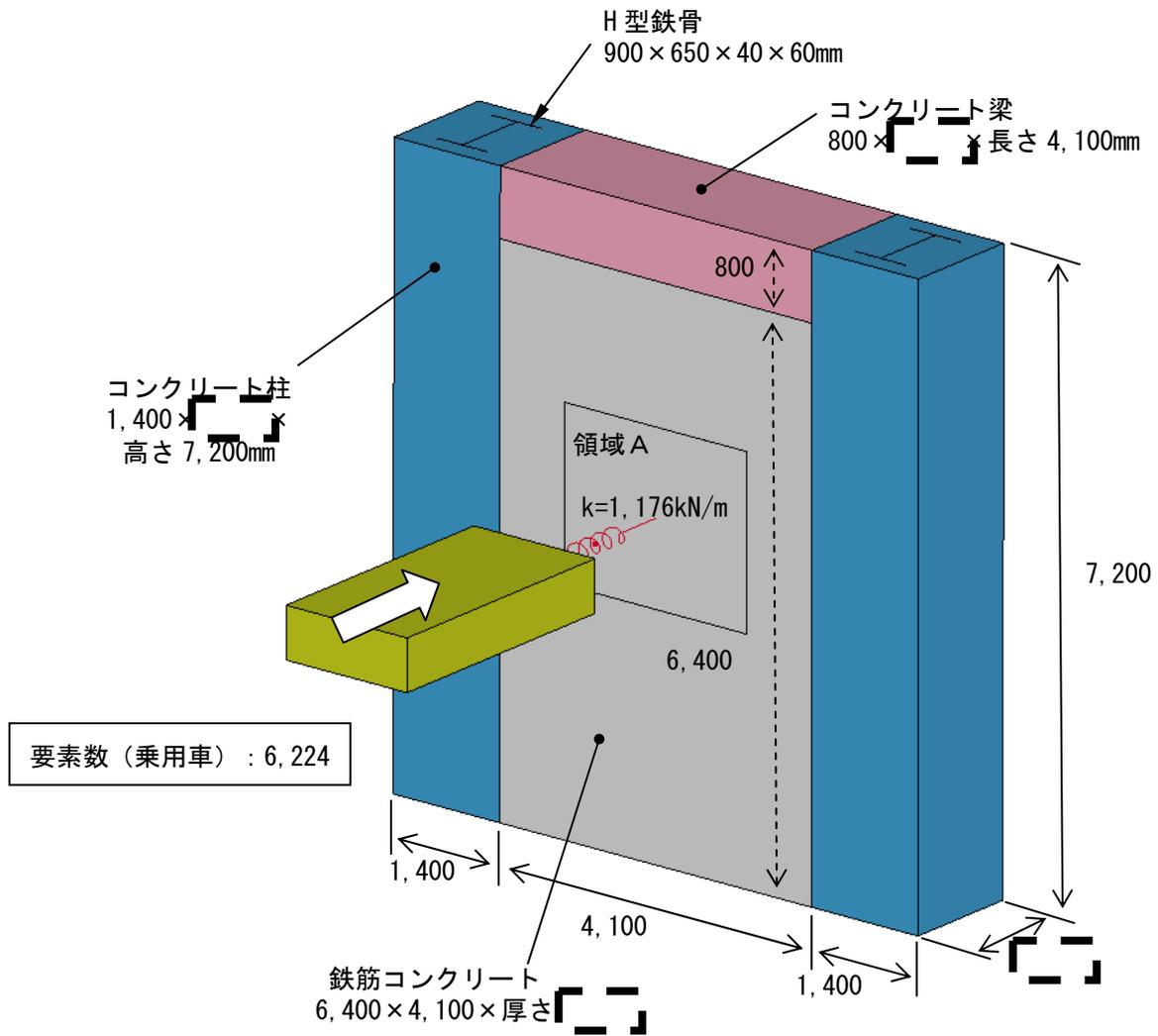


図 2.10 解析モデル (概要)

(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。

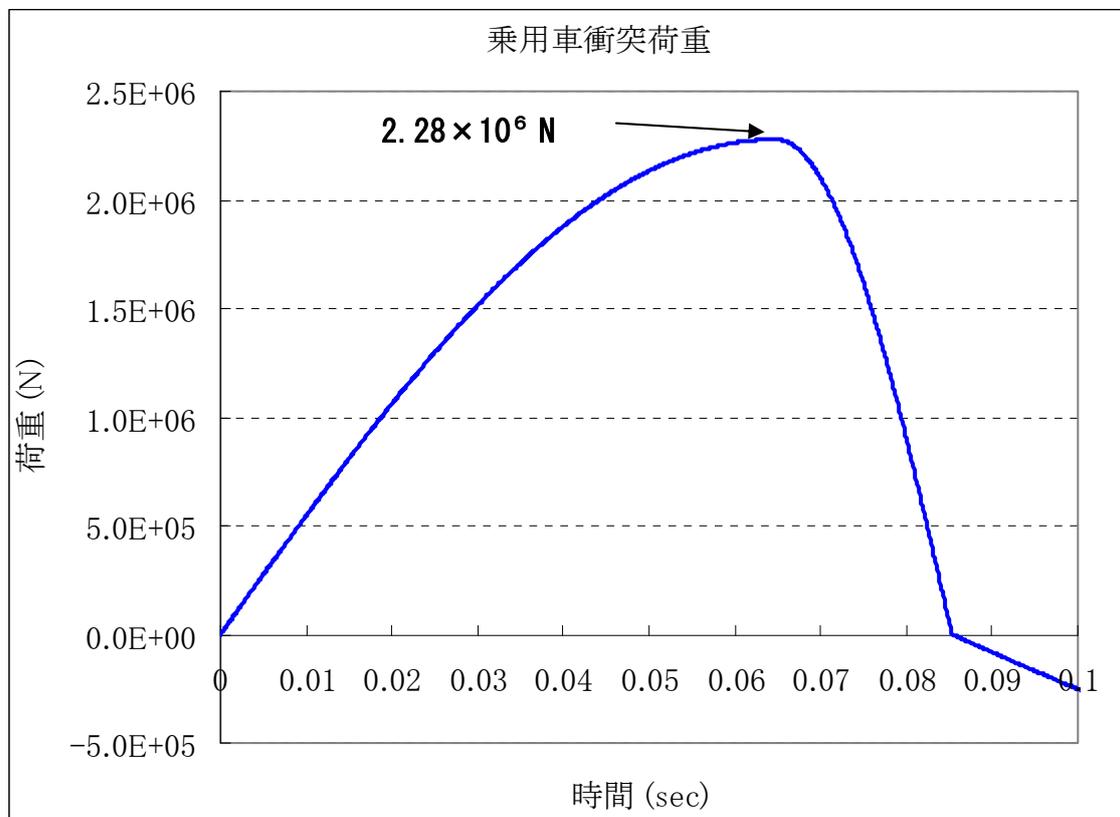


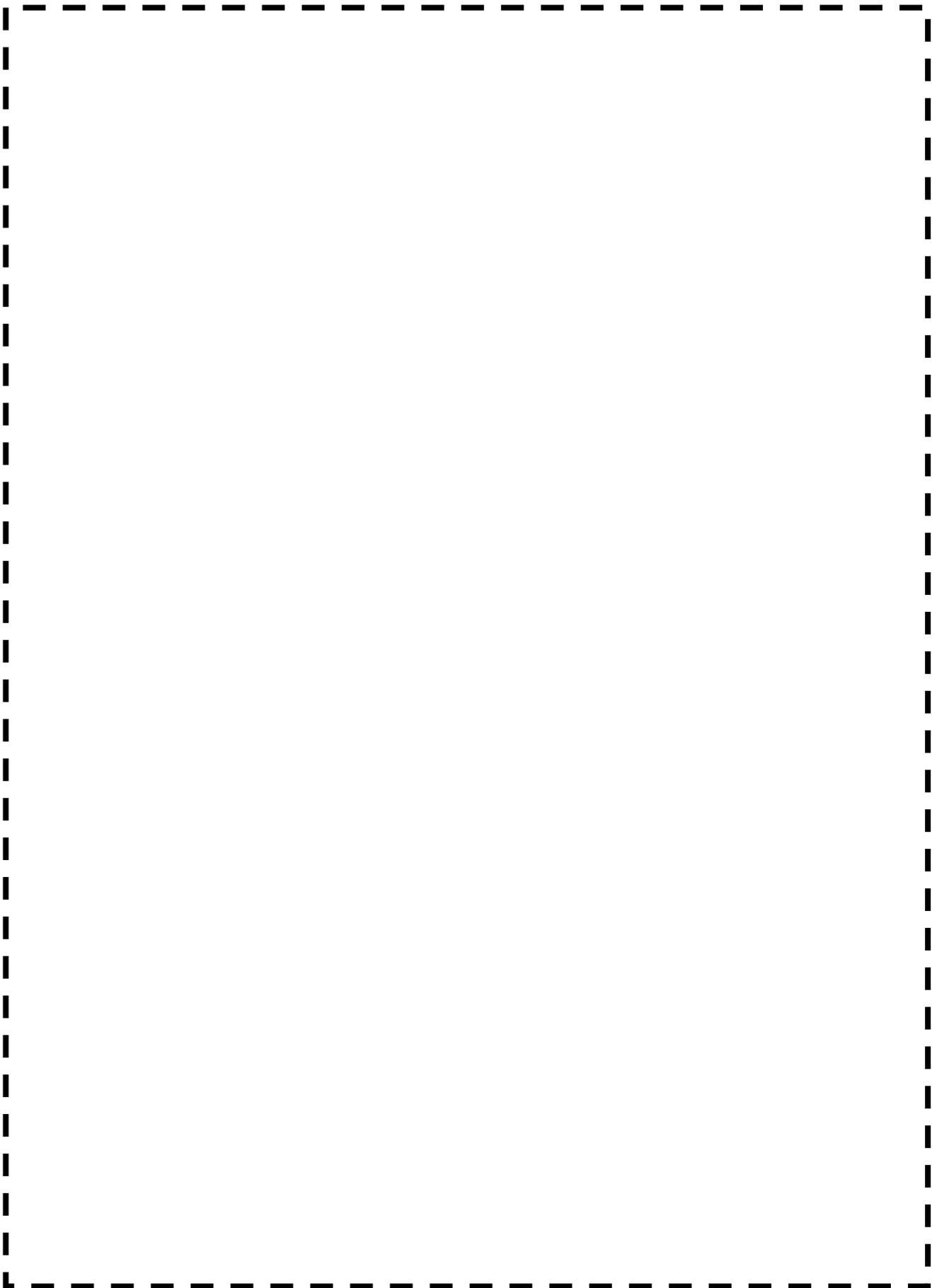
図 2.11 コンクリート壁に発生する荷重の時刻歴推移
(乗用車衝突)

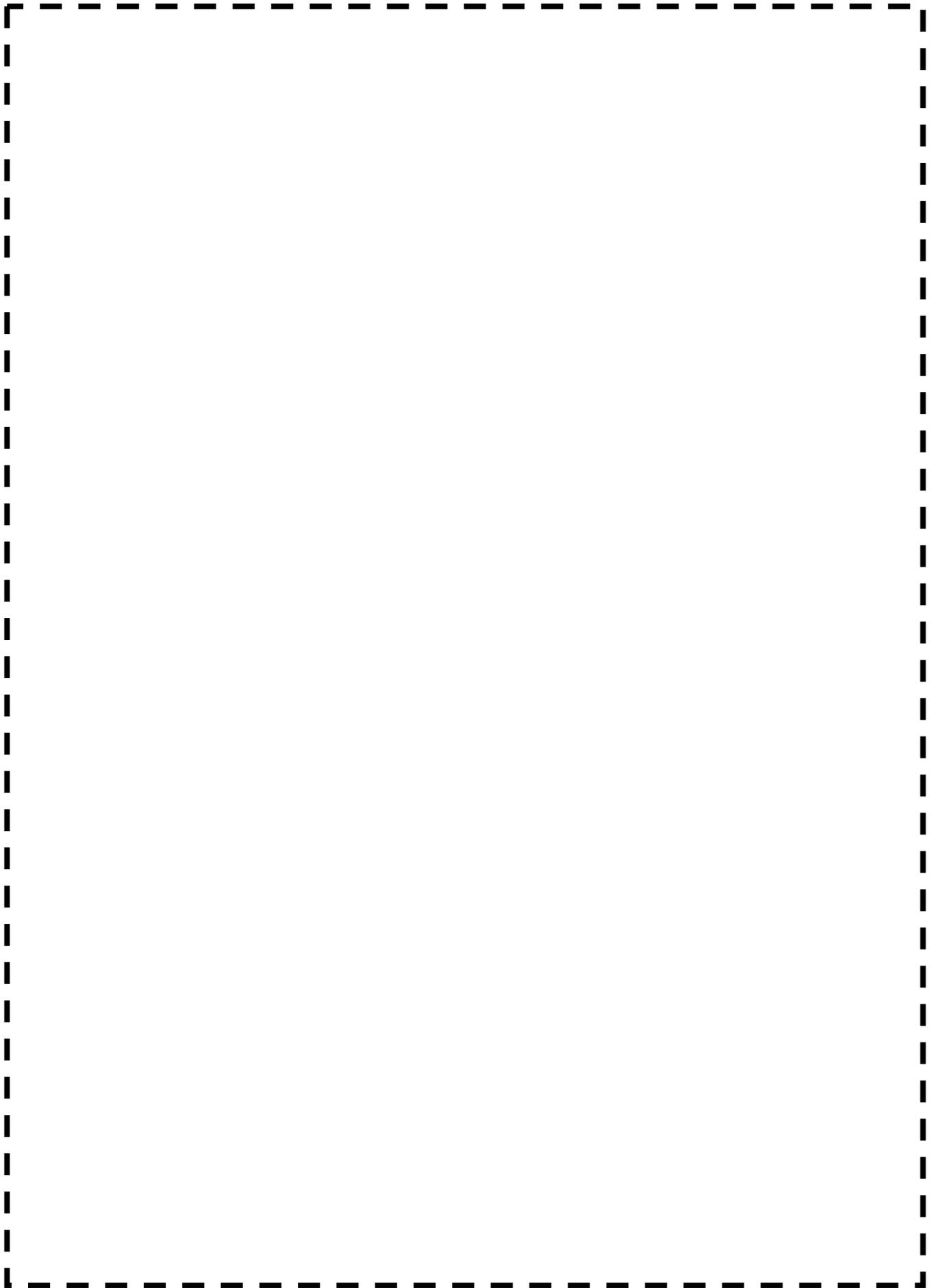
3. まとめ

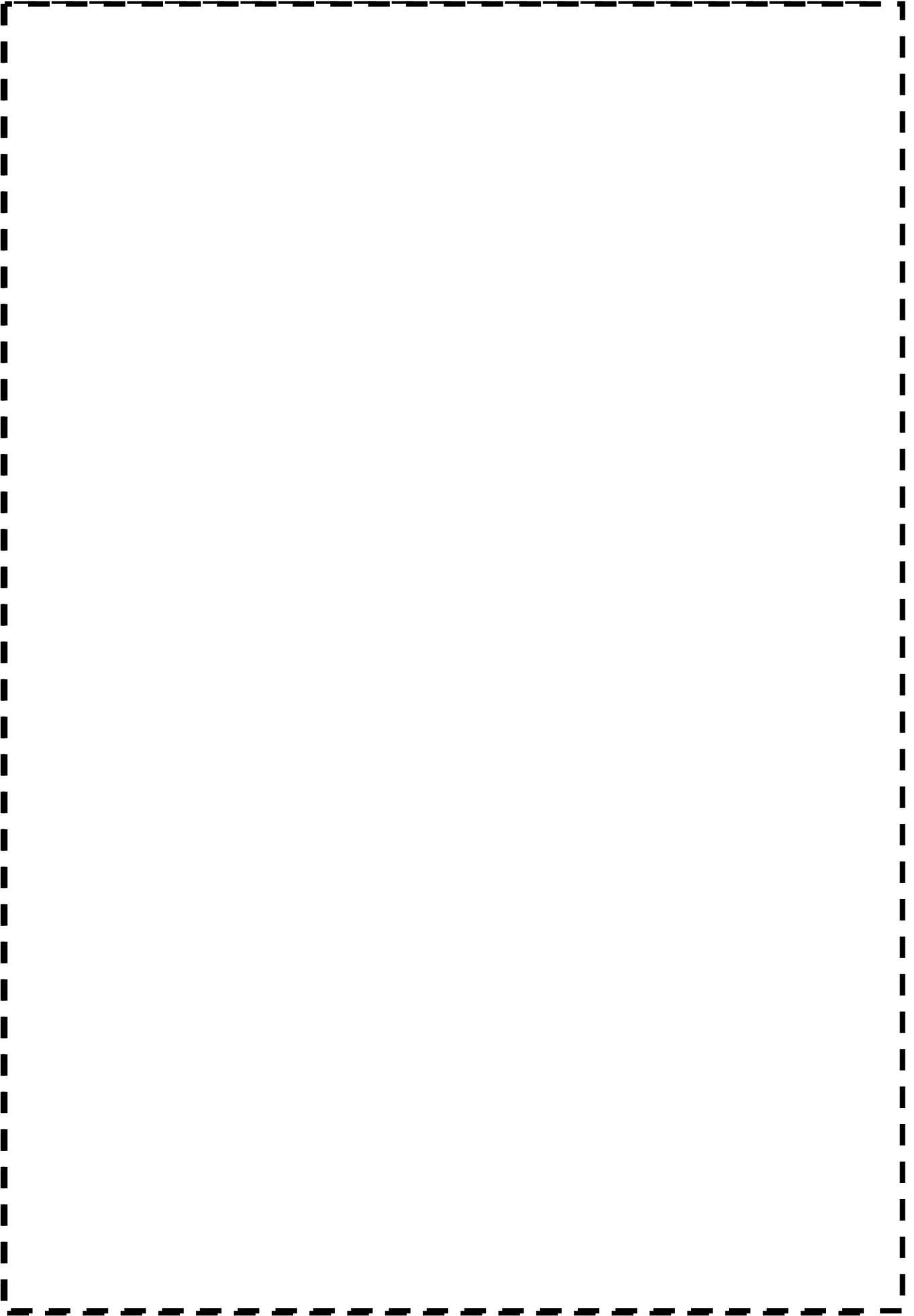
設計飛来物として、鋼製材と乗用車について衝突評価を行い、衝突荷重を算出した結果、

- ・鋼製材が衝突するケースの荷重： $2.65 \times 10^3 \text{ kN}$
- ・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 $2.65 \times 10^3 \text{ kN}$ 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 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。

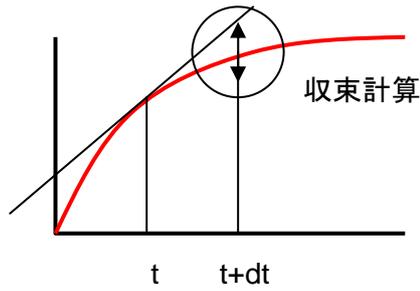
【陽解法】

- ・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。

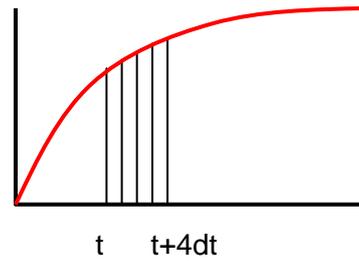
(例) 時刻 t 時点の変位を u_t するとその時点での加速度 a_t から v_{t+dt} 、 u_{t+dt} が直接求まる。エネルギーバランスのチェックは行うものの、収束計算は行わず、単純に運動方程式を細かい時間単位に区切って、次々に計算することで、計算を高速化するとともに、大きな運動量を持つ長時間の計算を可能にしている。

※クーラン条件とは

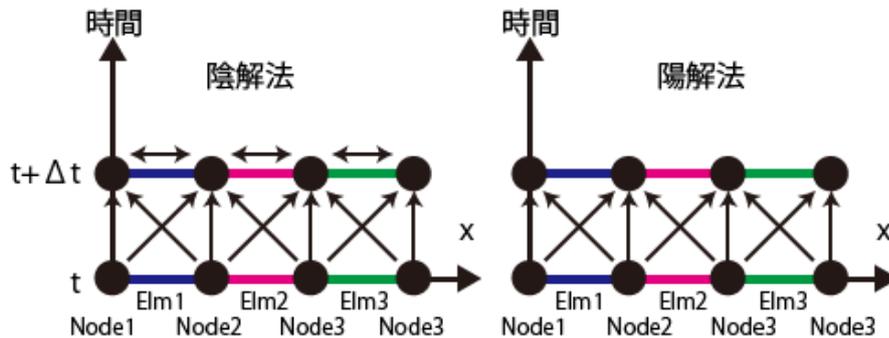
「情報が伝播する速さ」を「実際の現象で波や物理量が伝播する速さ」よりも早くしなければならない。つまり、 dt の大きさを「最も小さい要素」の1辺を「応力波」が通過するのに必要な時間以下にする条件である。この条件を満たすように LS-DYNA ではプログラム内で自動的に決定される。



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、静的な分野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

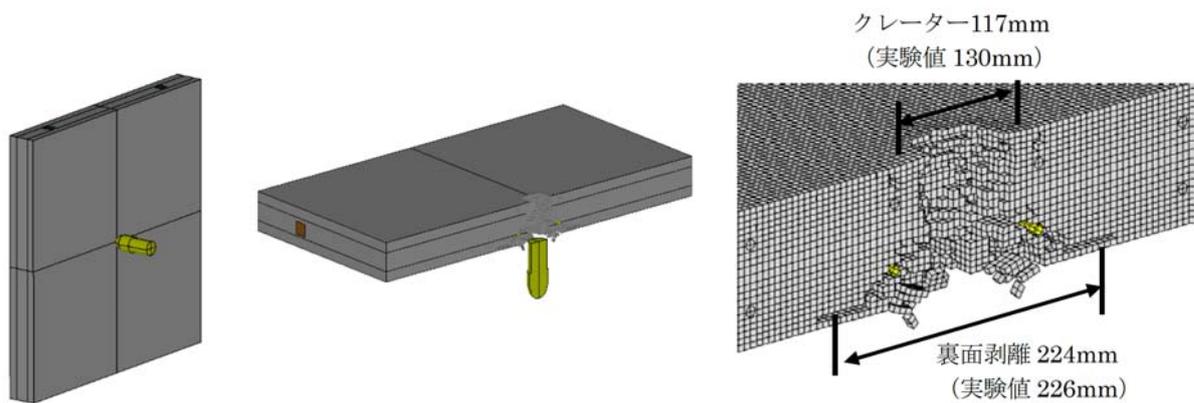
実験とLS-DYNAの検証解析例は多数報告されており、最近では以下の知見が報告されている。

- ・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 (四国電力株にて一部加筆)

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、版厚 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。

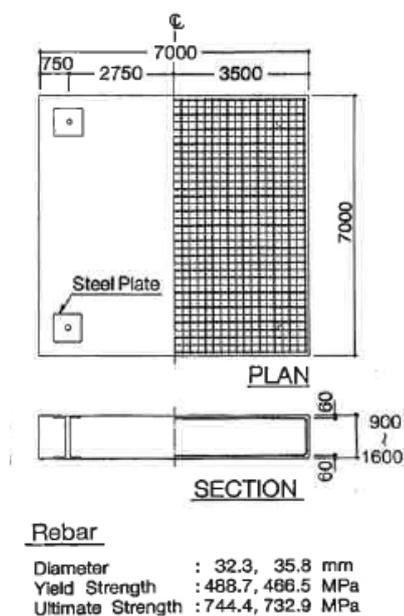


図 2 実験で使用した RC 版

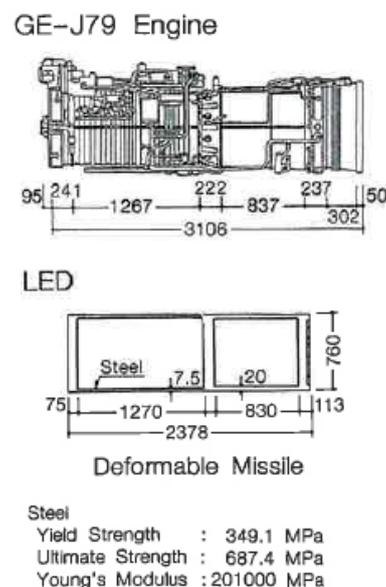


図 3 実験で使用した飛翔体

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同幅、貫入の場合は、裏面クラックの様子

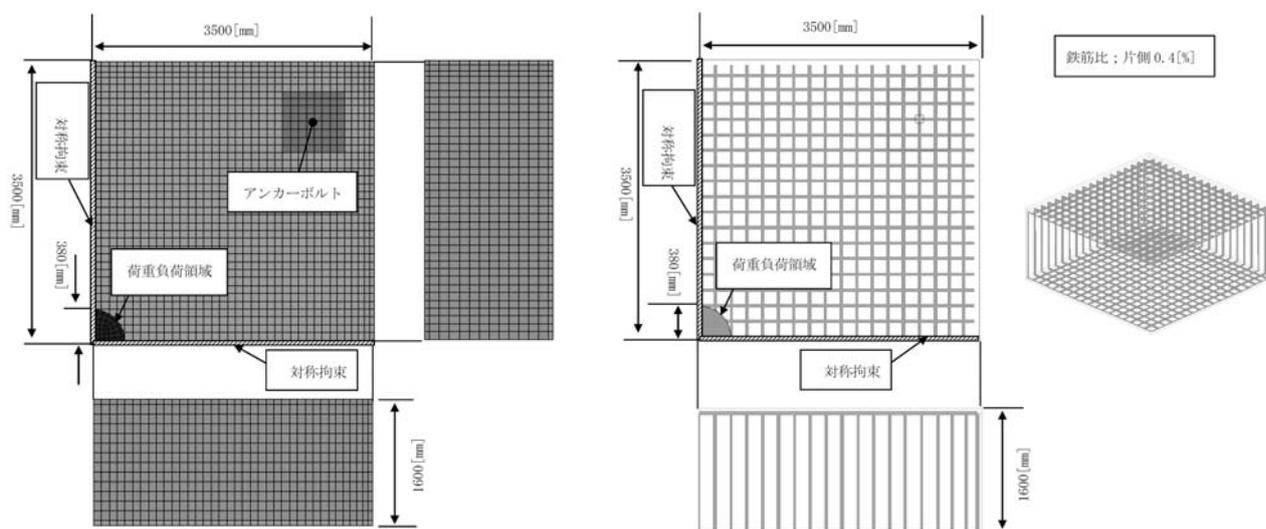
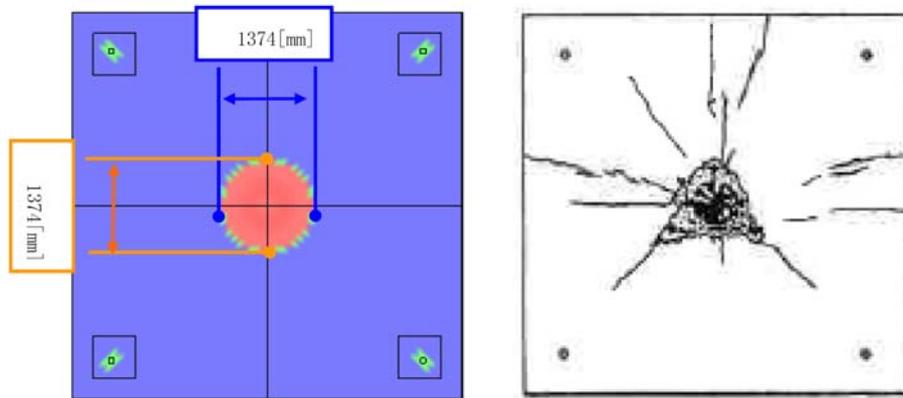
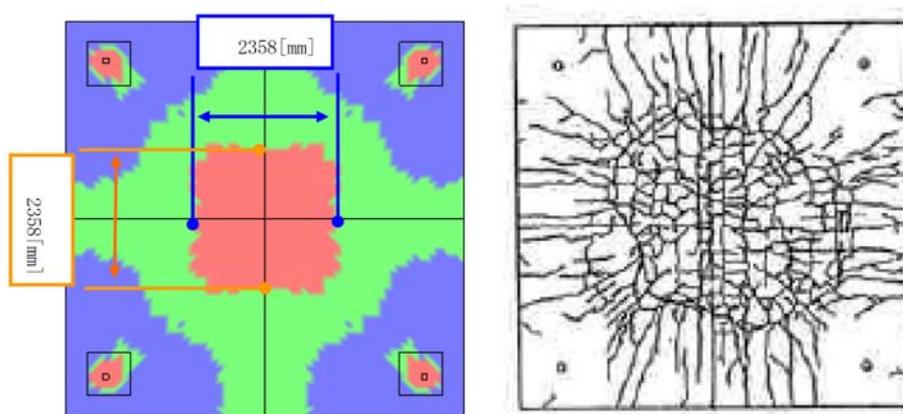


図4 RC版解析モデル



(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 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。

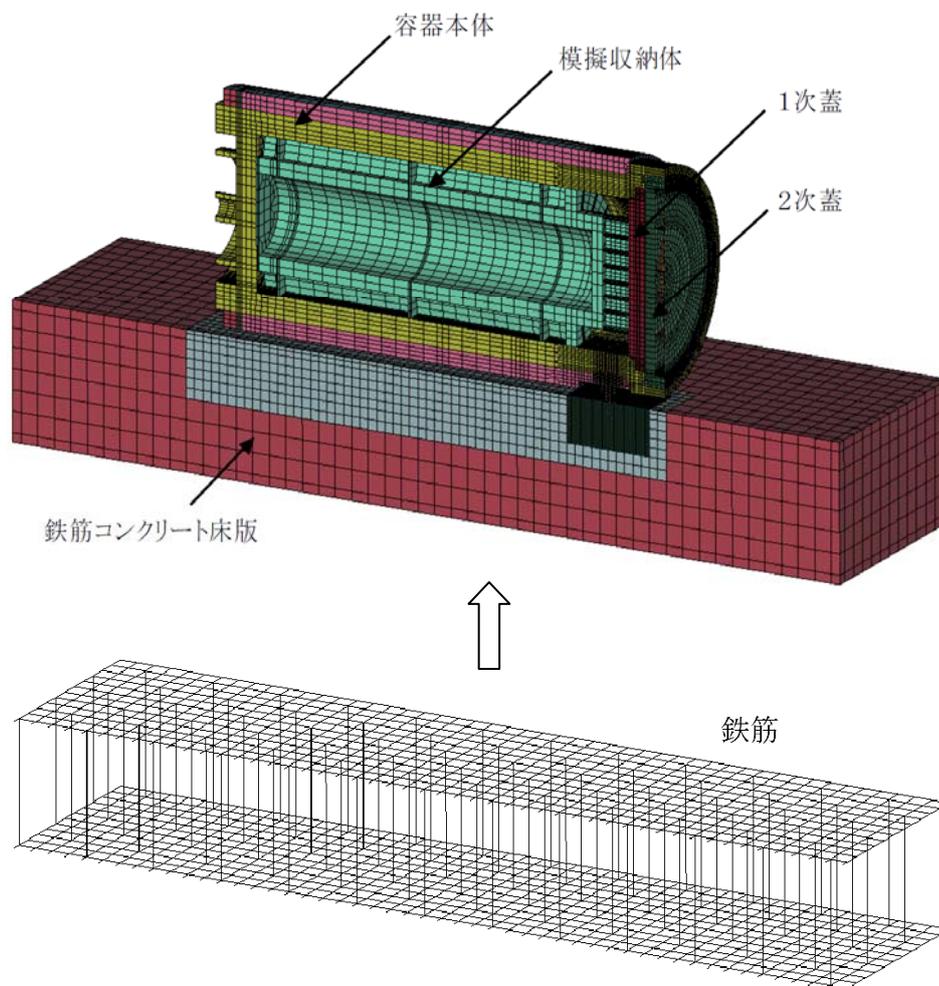


図 6 解析モデル

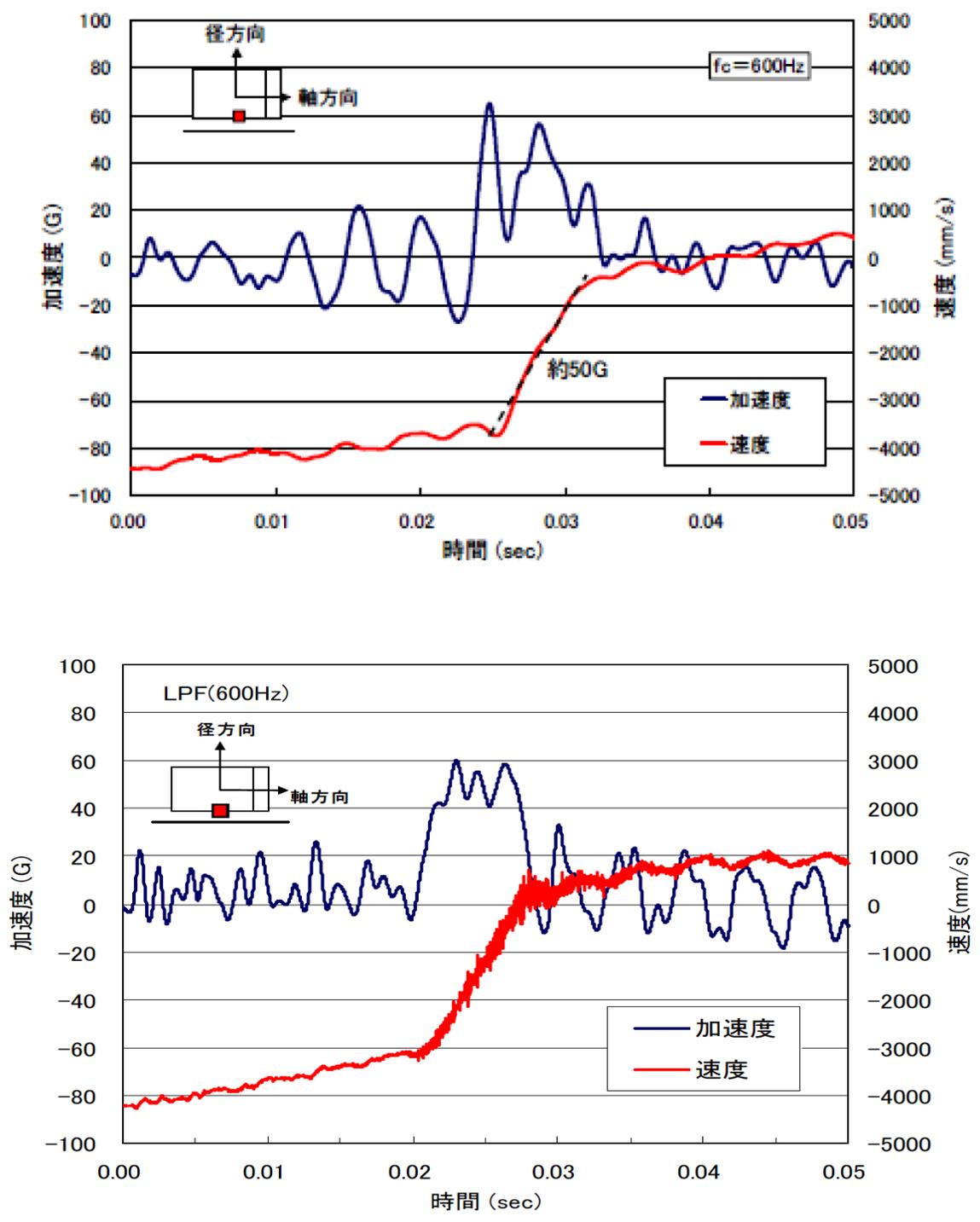


図7 水平落下本体胴中央下の速度／加速度時刻歴（軸方向）の比較
 （上：試験結果／下：解析結果）

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、所定の速度で鉄筋コンクリート床版に衝突させた。図8に実験に用いた飛来物の例を示す。

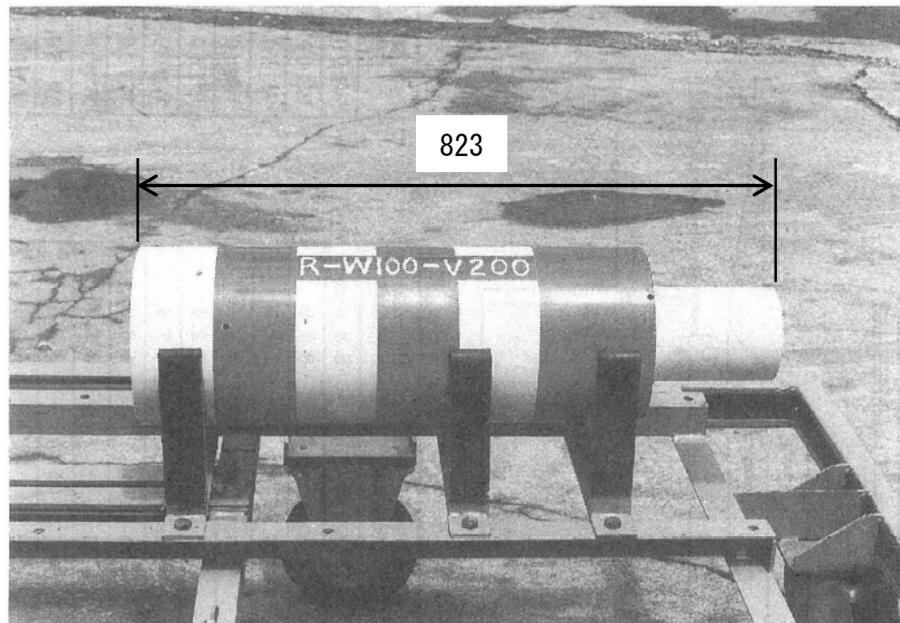


図8 飛来物の概要例（重量 100kg、速度 215m/s）

②鉄筋コンクリート床版

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。

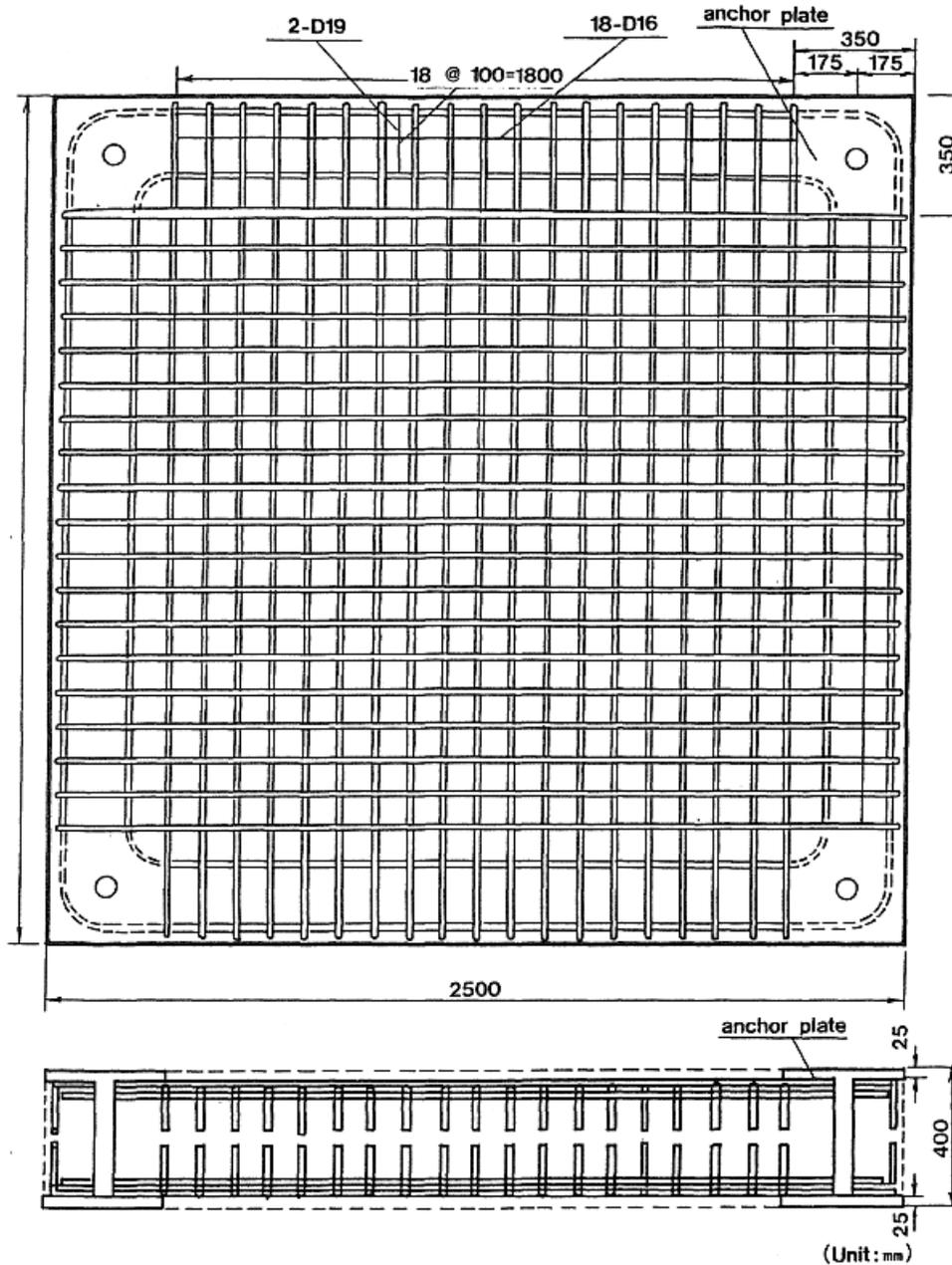


図9 RC床版試験体の例（板厚：400mm）

(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。

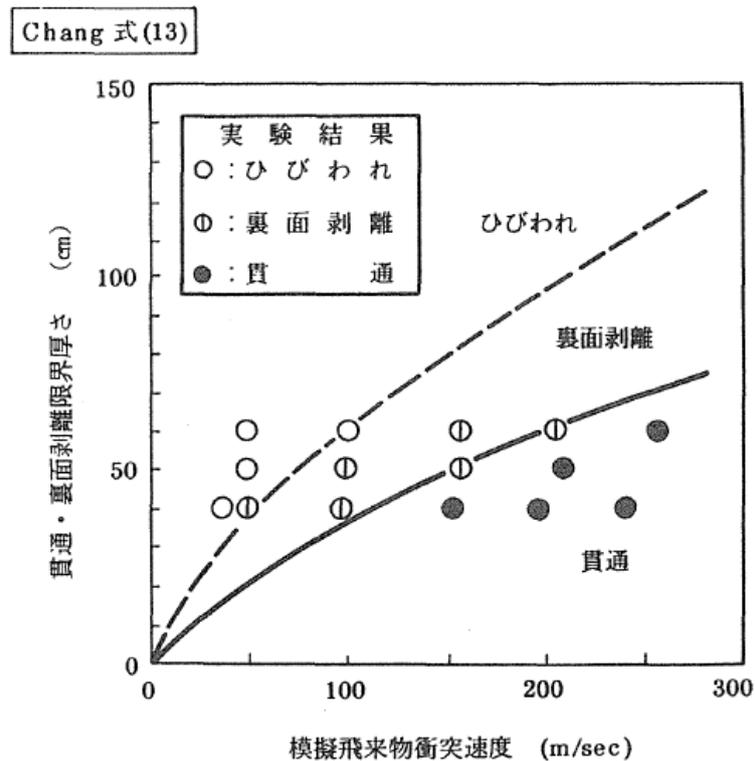


図 10 実験結果と Chang 式との比較

(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ため、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】

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

$E_{c,imp}$: 衝撃時の縦弾性係数

E_{ci} : コンクリートの縦弾性係数 = 2.34×10^4 (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】

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

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

with

$$\log \gamma_s = 6.156\alpha_s - 2 \quad \text{CBE-FIP (2.1-46)}$$

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

$f_{c,imp}$ は、衝撃時の圧縮強度

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

$f_{cmo} = 10$ MPa

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

CBE-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】

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

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

with

$$\log \beta_s = 7.112\delta_s - 2.33 \quad \text{CBE-FIP (2.1-50)}$$

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

$f_{ct,imp}$ は、衝撃時の引張強度

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

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

$\dot{\epsilon}_{ct}$ は、ひずみ速度=10

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

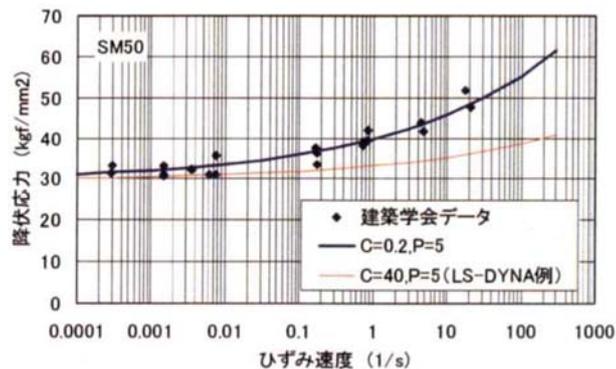
CBE-FIP(2.1-48,49,50)式より増倍率を算出すると、1.80 となったため、増倍率は一律 1.8 とした。

◇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11に示す。

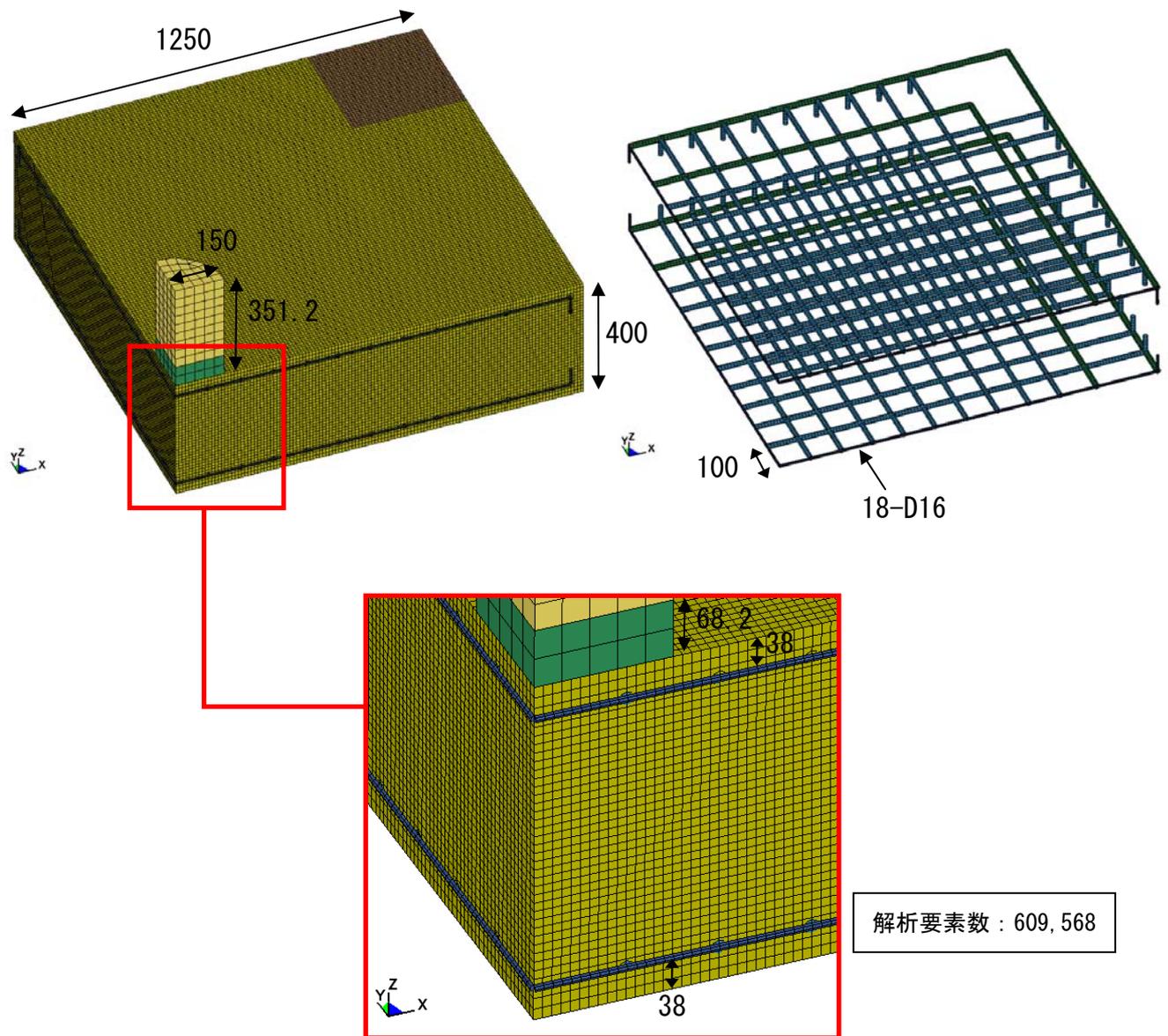


図11 解析モデル

(c) 解析結果

① 塑性ひずみ分布

再現解析を実施した結果、有意な塑性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。

鉄筋の塑性ひずみ分布を図 1 2 に示す。衝突面直下の鉄筋には塑性ひずみが分布し、裏面の最大塑性ひずみは約 2600μ で比較的小さなものであった。

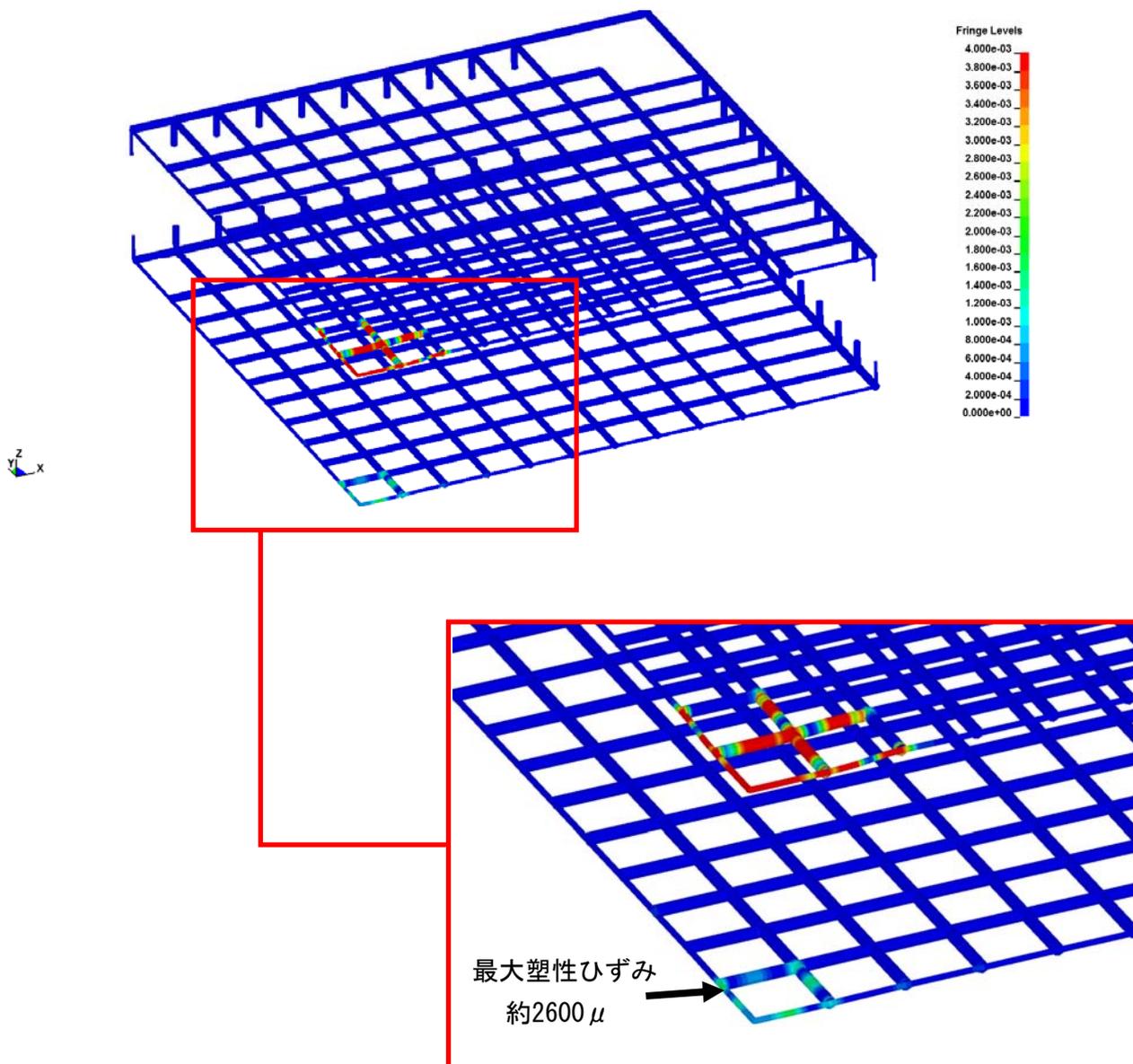


図 1 2 鉄筋の塑性ひずみ分布

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 2000 μ の時点 (2msec) においては、解析結果も約 2000 μ 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。

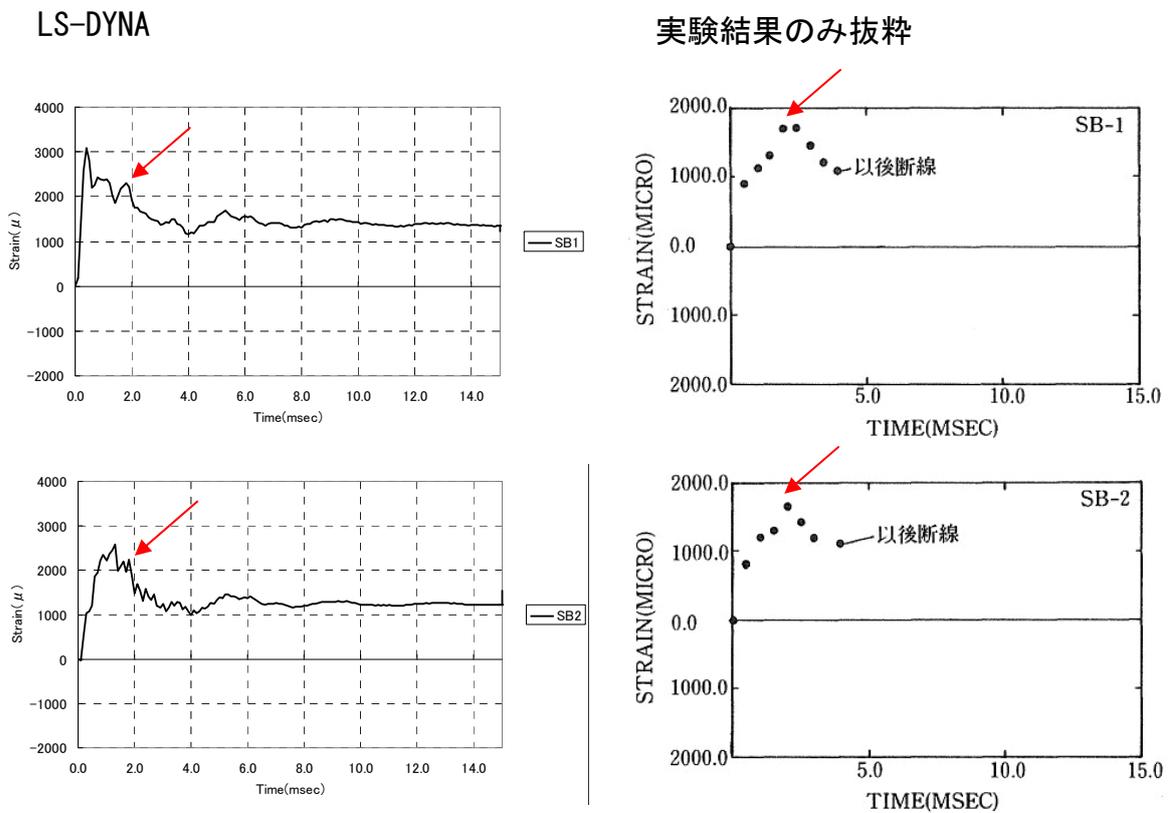


図 1 3 裏面鉄筋ひずみの時刻歴

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 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 を使用する場合の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

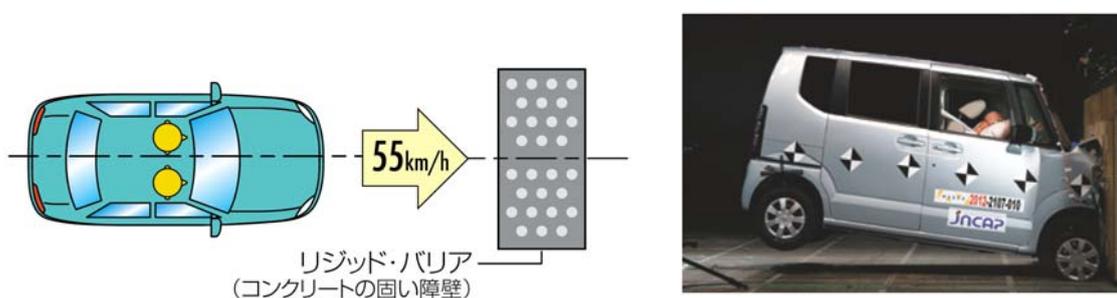
衝突面積が小さく、障壁に与えるエネルギー密度が高い、つまり単位面積当たりの荷重が大きくなる以下の3ケースについて解析を行った。なお、斜め衝突方向を前方とした理由は、まず正面衝突と後面衝突の解析を行い、比較した結果、正面衝突の方が障壁に発生した荷重（以下、「バリヤ荷重」という。）が大きかったからである。

- ・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。

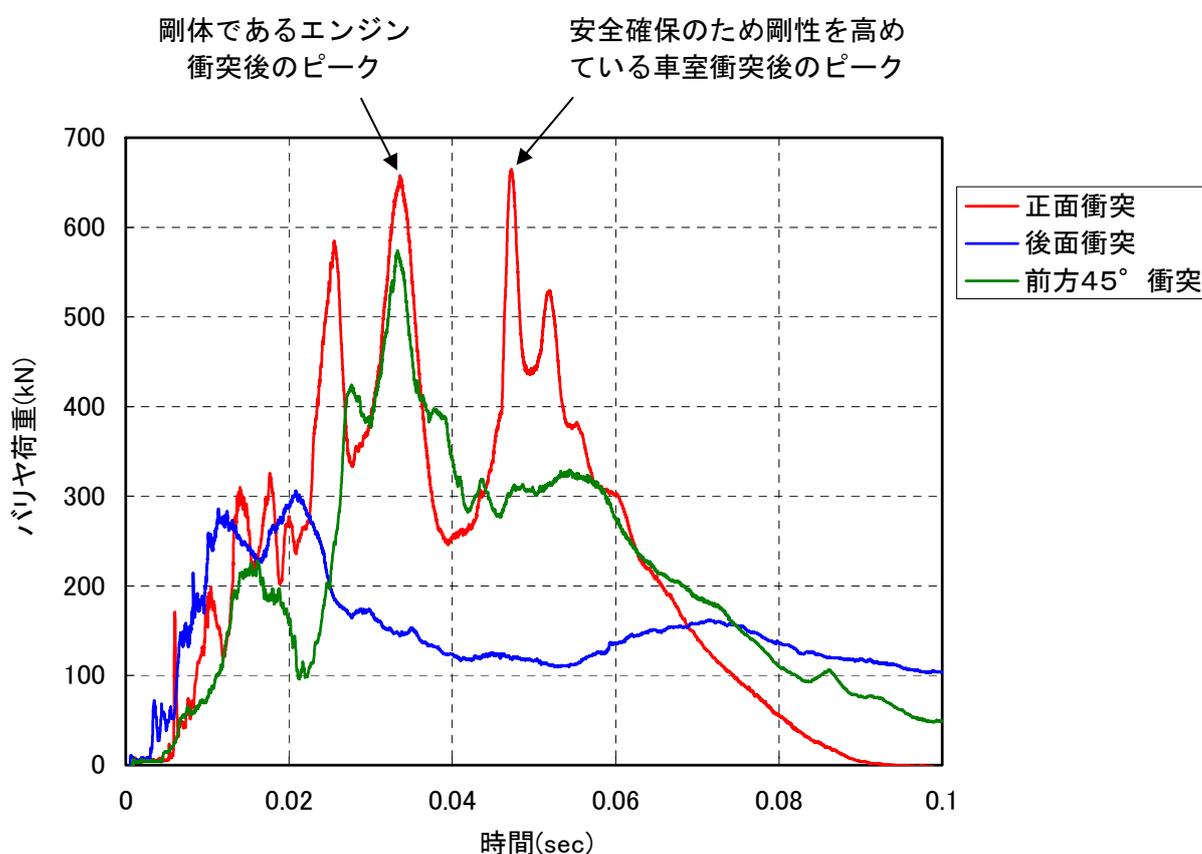


図1 バリヤ荷重と時間との関係（正面、後面、前方45°）

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。

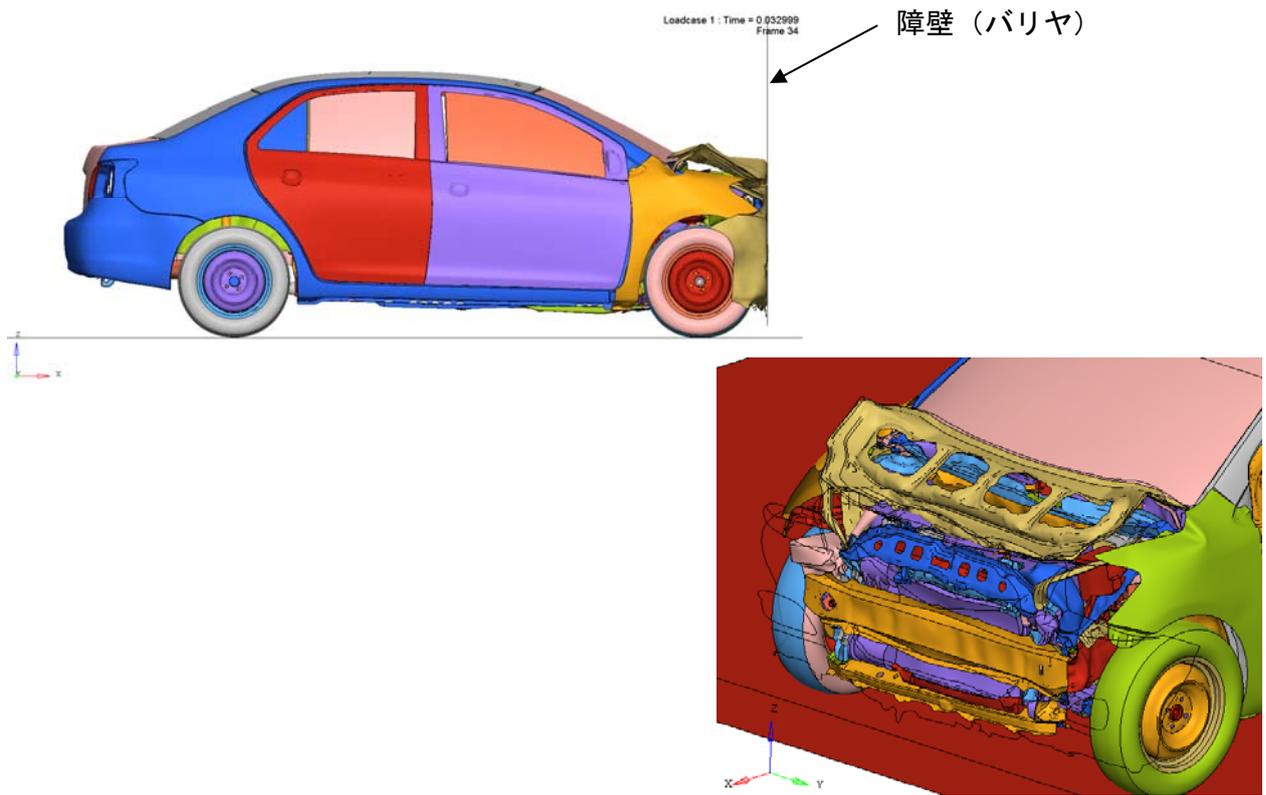


図2 正面衝突時の状況（エンジン衝突後のピーク）

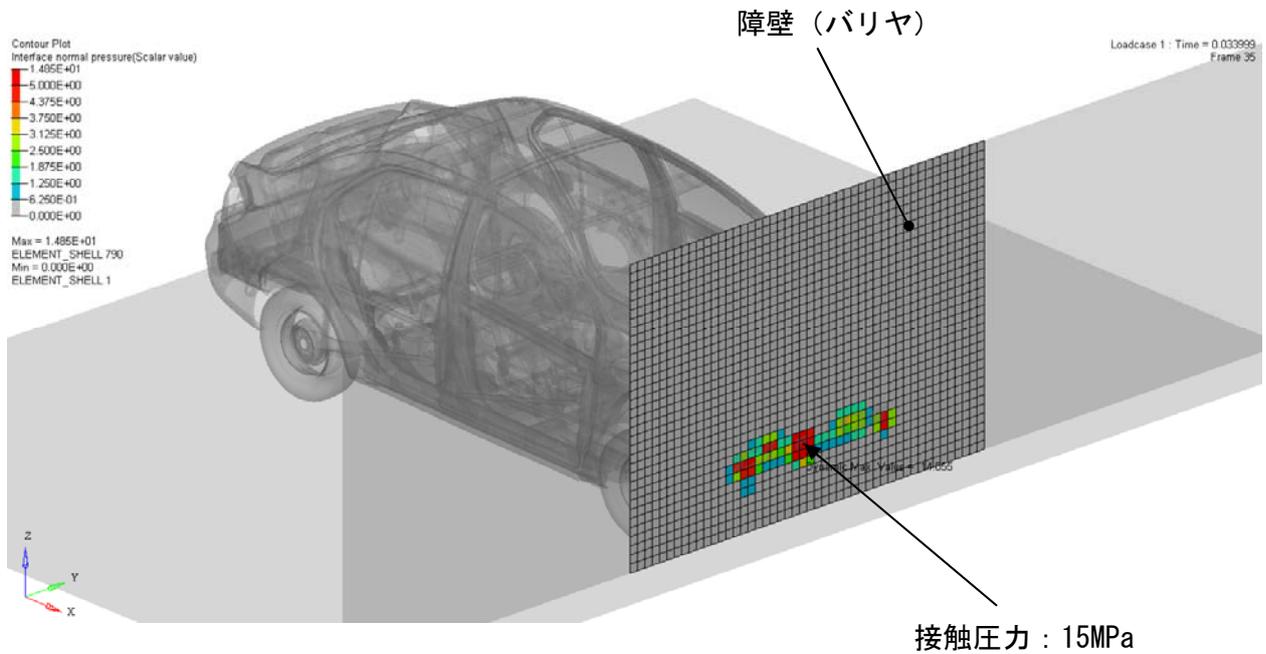


図3 正面衝突（エンジン衝突後のピーク）

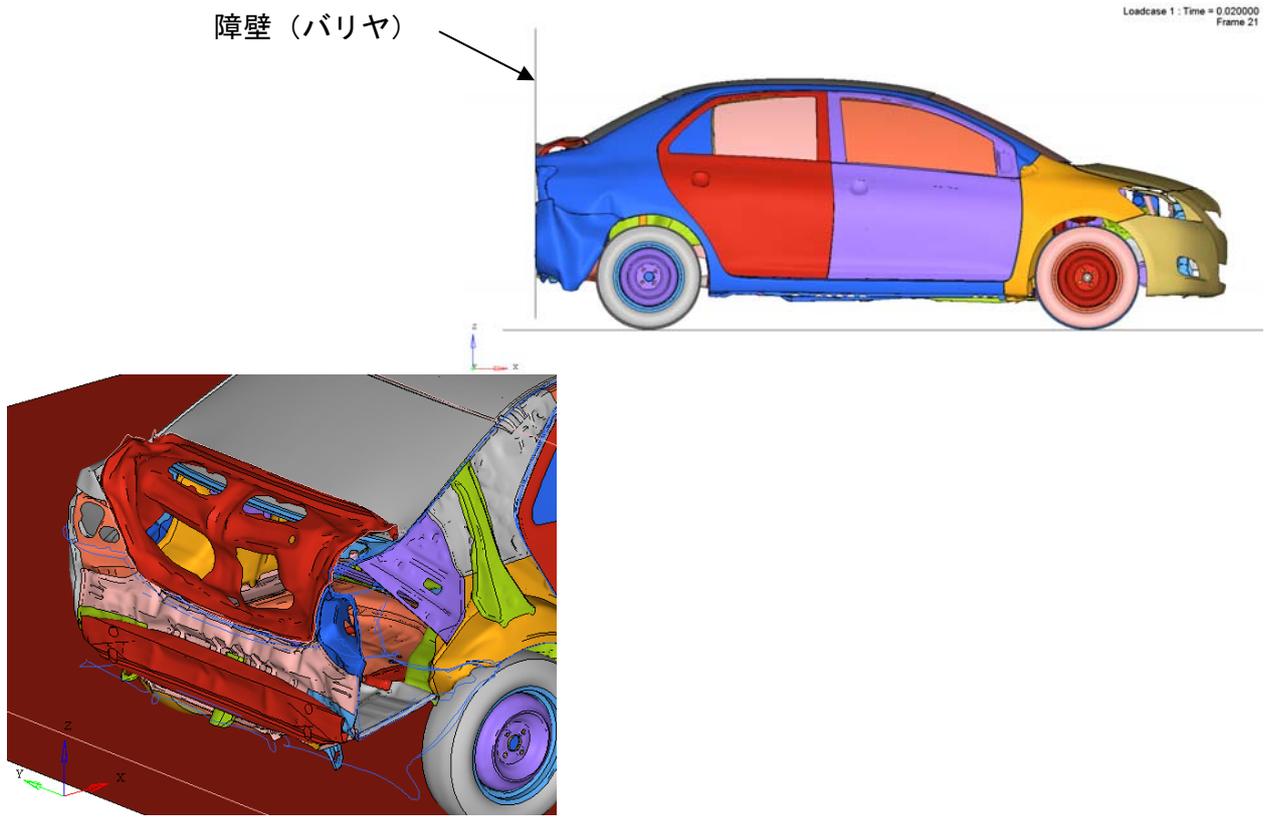


図4 後面衝突時の状況（最大荷重時）

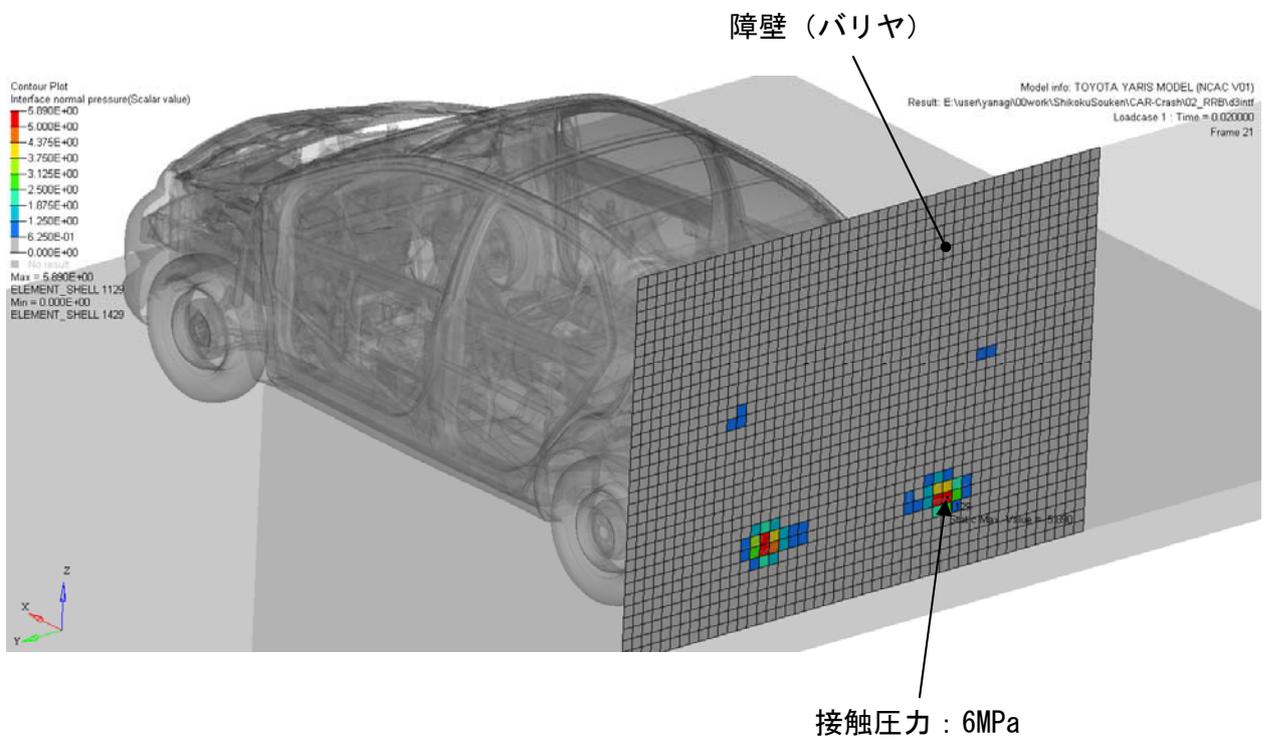


図5 後面衝突（最大荷重時）

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。

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



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、 $A=228$ MPa、 $B=889$ 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。

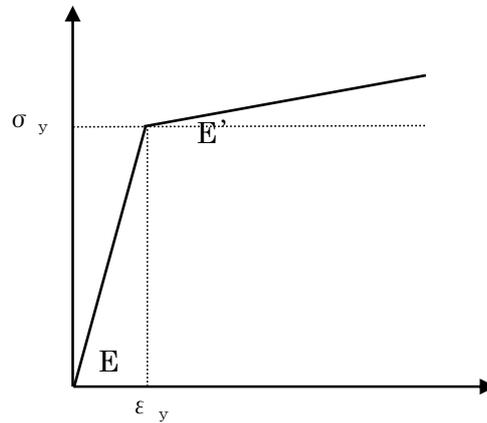


図3 応力-ひずみ関係（その他の炭素鋼）

【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。

$$\text{【縦弾性係数増倍率】} \\ E_{c,imp}/E_{ci} = \left(\dot{\epsilon}_c / \dot{\epsilon}_{co} \right)^{0.026} \quad \text{CEB-FIP (2.1-51b)}$$

$E_{c,imp}$: 衝撃時の縦弾性係数

E_{ci} : コンクリートの縦弾性係数 = 2.34×10^4 (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。

$$\text{【圧縮強度増倍率】} \\ f_{c,imp}/f_{cm} = \left(\dot{\epsilon}_c / \dot{\epsilon}_{co} \right)^{1.026\alpha_s} \quad \text{for } |\dot{\epsilon}_c| \leq 30s^{-1} \quad \text{CBE-FIP (2.1-45a)} \\ f_{c,imp}/f_{cm} = \gamma_s \left(\dot{\epsilon}_c / \dot{\epsilon}_{co} \right)^{1/3} \quad \text{for } |\dot{\epsilon}_c| > 30s^{-1} \quad \text{CBE-FIP (2.1-45b)}$$

with

$$\log \gamma_s = 6.156\alpha_s - 2 \quad \text{CBE-FIP (2.1-46)}$$

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

$f_{c,imp}$ は、衝撃時の圧縮強度

f_{cm} は、圧縮強度 = 270 (kg/cm²) $\times 9.80665 \div 100 = 26.48$ (MPa)

$f_{cmo} = 10$ MPa

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

CBE-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。

$$\text{【引張強度増倍率】} \\ f_{ct,imp}/f_{ctm} = \left(\dot{\epsilon}_{ct} / \dot{\epsilon}_{cto} \right)^{1.016\delta_s} \quad \text{for } \dot{\epsilon}_{ct} \leq 30s^{-1} \quad \text{CEB-FIP (2.1-49a)} \\ f_{ct,imp}/f_{ctm} = \beta_s \left(\dot{\epsilon}_{ct} / \dot{\epsilon}_{cto} \right)^{1/3} \quad \text{for } \dot{\epsilon}_{ct} > 30s^{-1} \quad \text{CEB-FIP (2.1-49b)}$$

with

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

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

$f_{ct,imp}$ 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

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

CBE-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）

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

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。

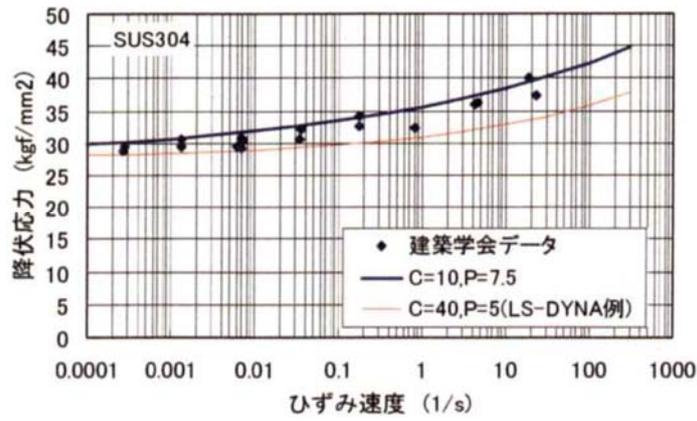
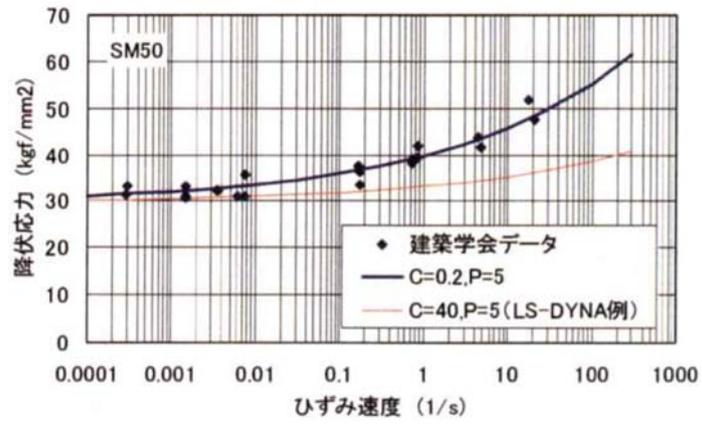


図4 Cowper-Symondsによるひずみ速度依存パラメータ

(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

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)

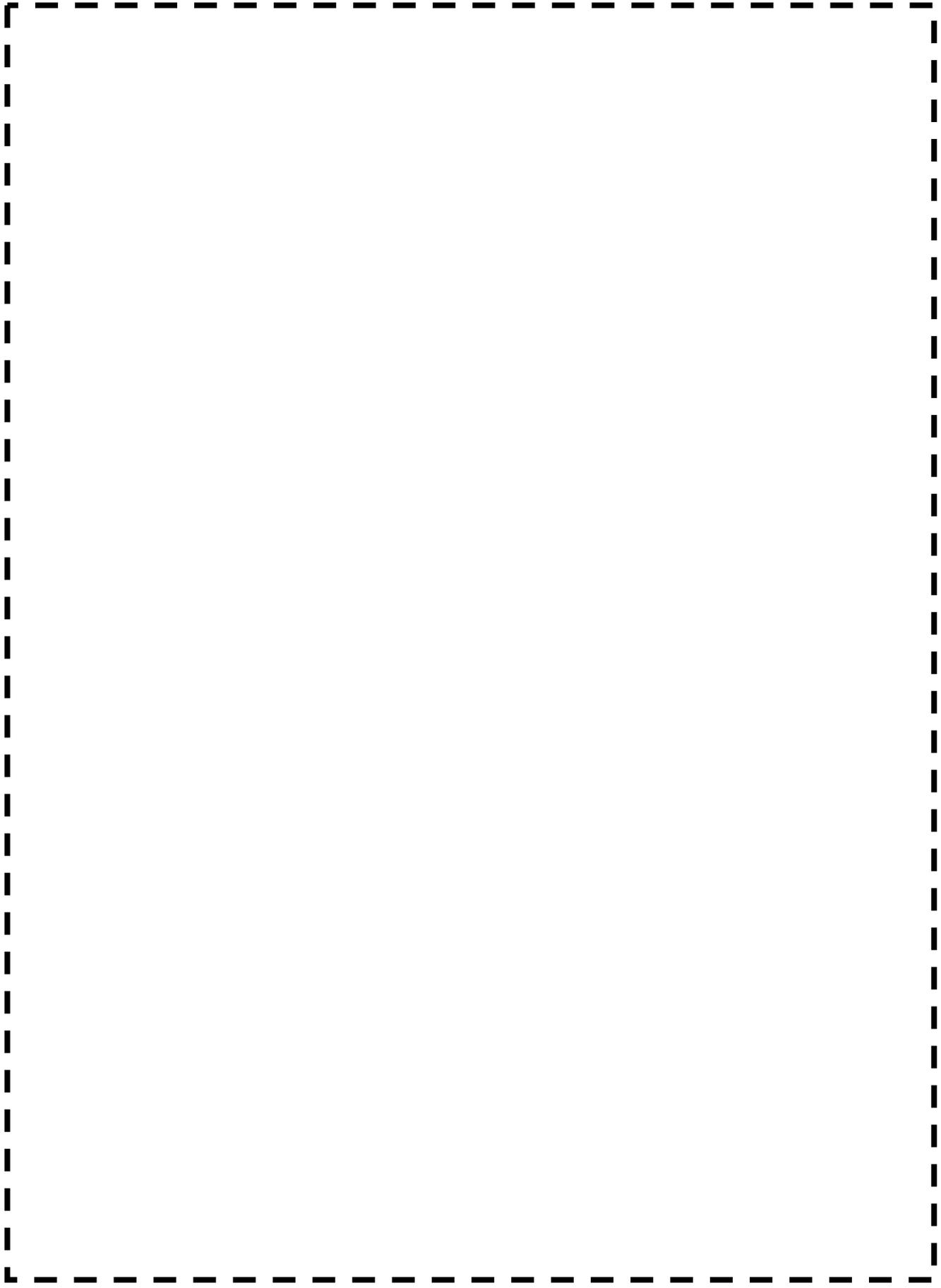
密度 (ton/mm ³)	7.860E-09
ヤング率 (MPa)	203,000
ポアソン比	0.3
降伏応力 (MPa)	205
塑性硬化係数 (MPa)	2,030
ひずみ速度パラメータ C (1/ms)	0.2
P	5

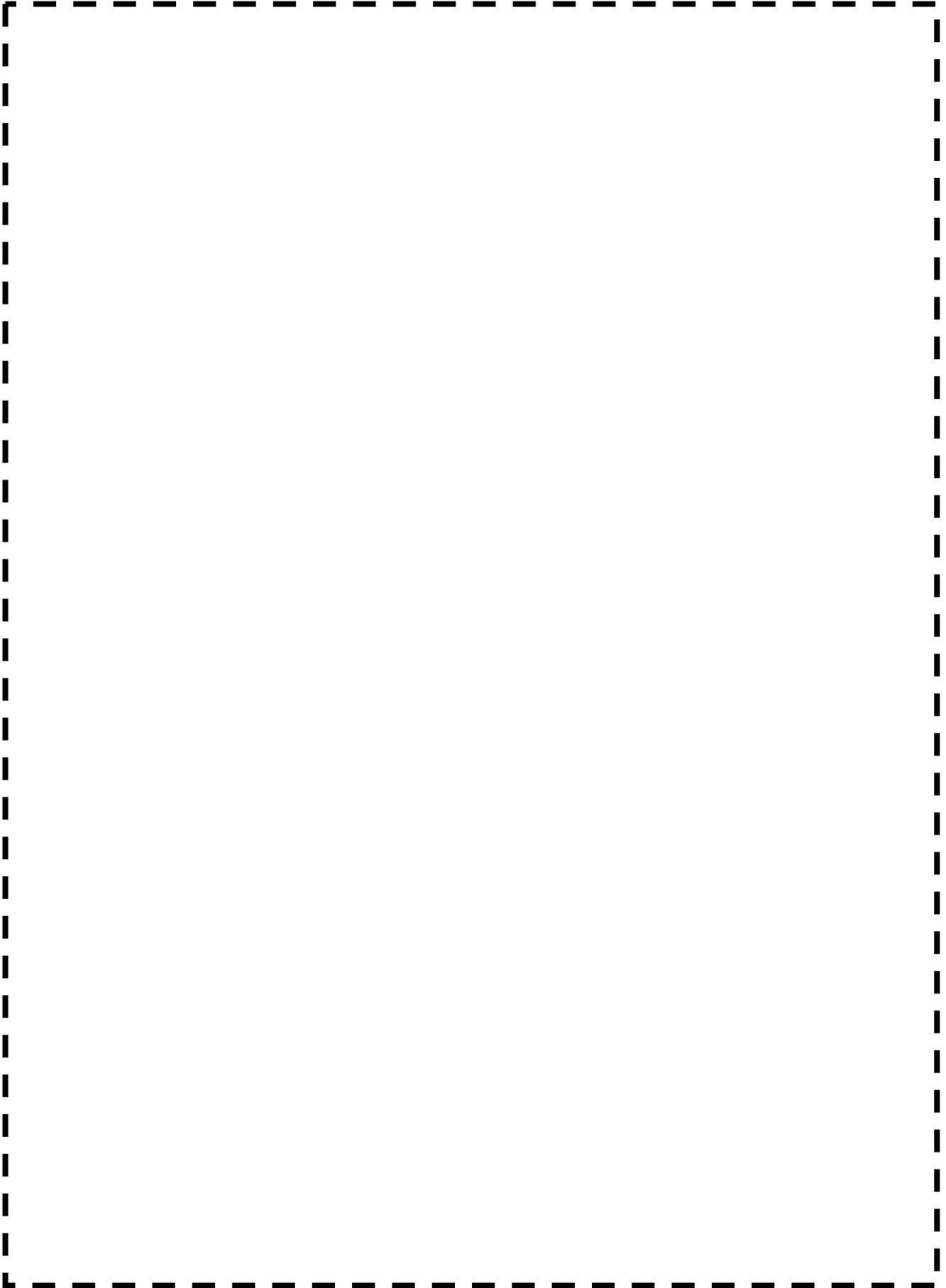
(6) SUS304

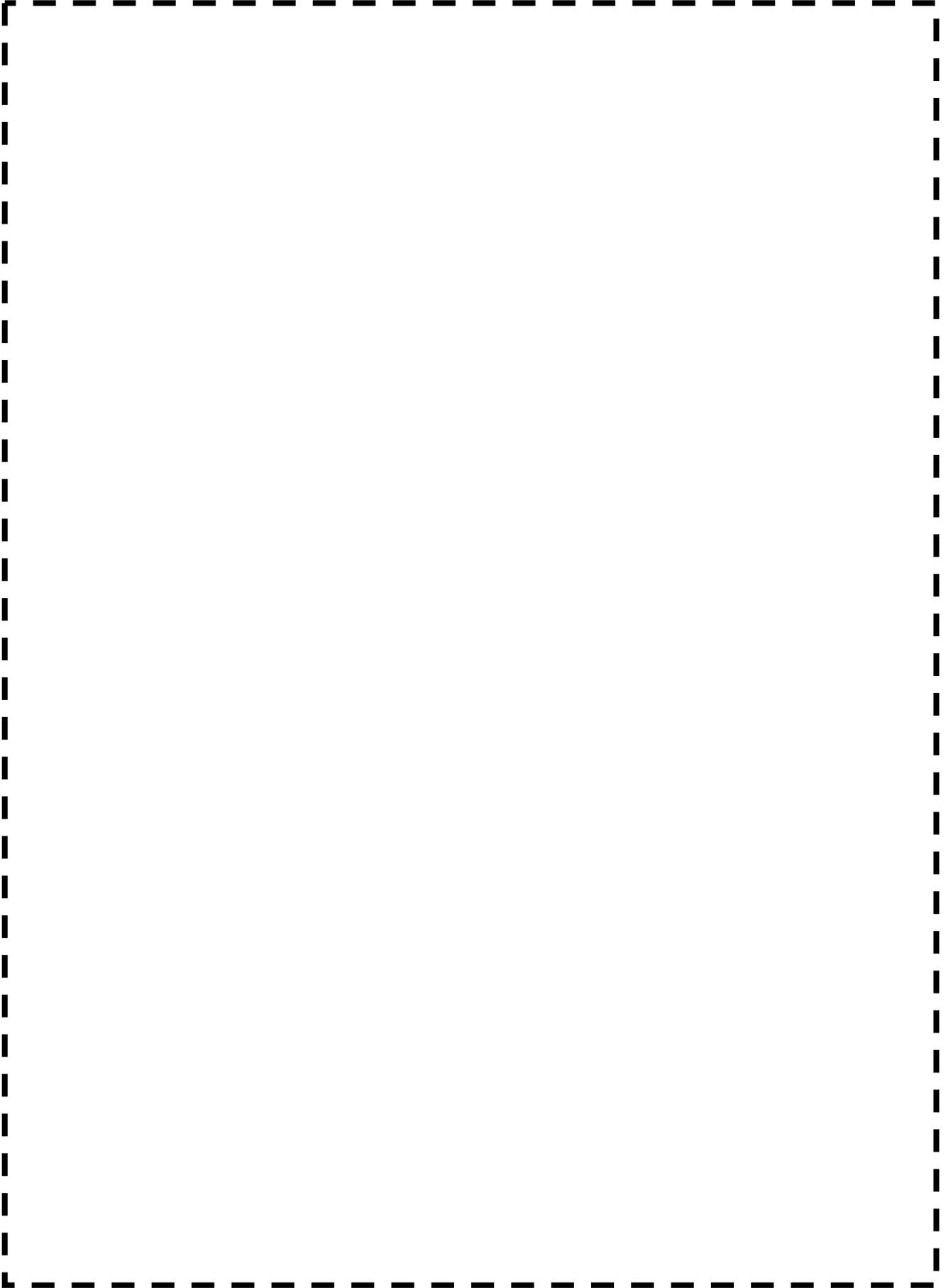
密度 (ton/mm ³)	7.920E-09
ヤング率 (MPa)	195,000
ポアソン比	0.3
降伏応力 (MPa)	205
塑性硬化係数 (MPa)	1,950
ひずみ速度パラメータ C (1/ms)	10
P	7.5

(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。

竜巻防護施設の外殻とな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。

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

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

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。

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

ΔP_{\max} : 最大気圧低下量
 A : 施設の受圧面積

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

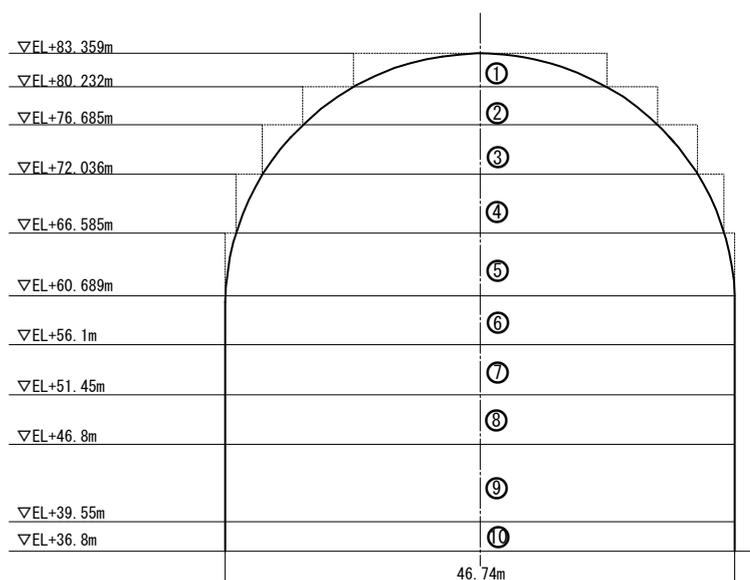
3. 受圧面積(A)の算定

風圧力による荷重及び気圧差による荷重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。

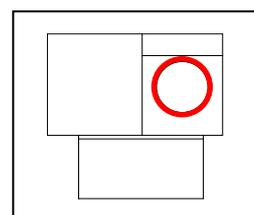
風圧力による荷重の算定における受圧面積については、保守的な評価として原子炉建屋、原子炉補助建屋、タービン建屋の隣接の影響は考慮せず、東西・南北方向について検討を行う。

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)



○の数字は部材番号を示す

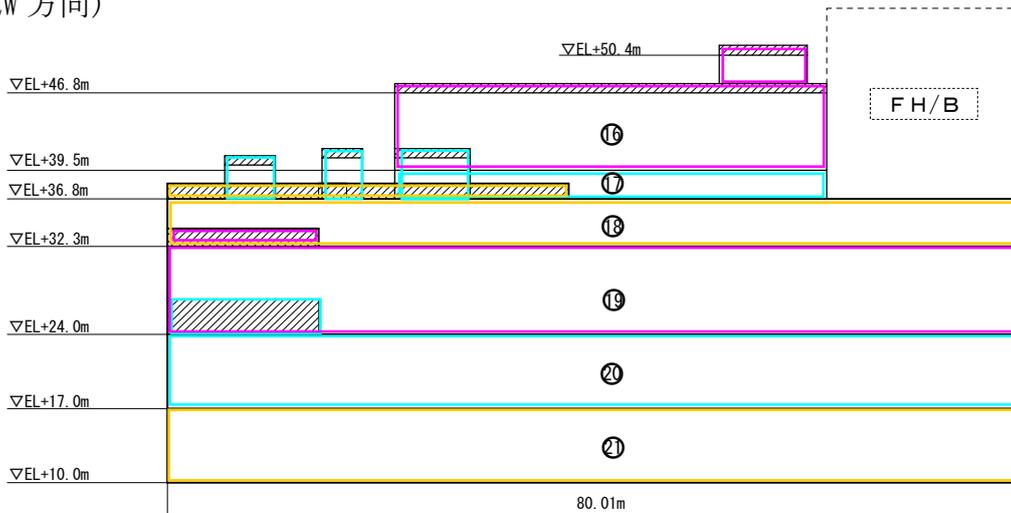


KEY PLAN

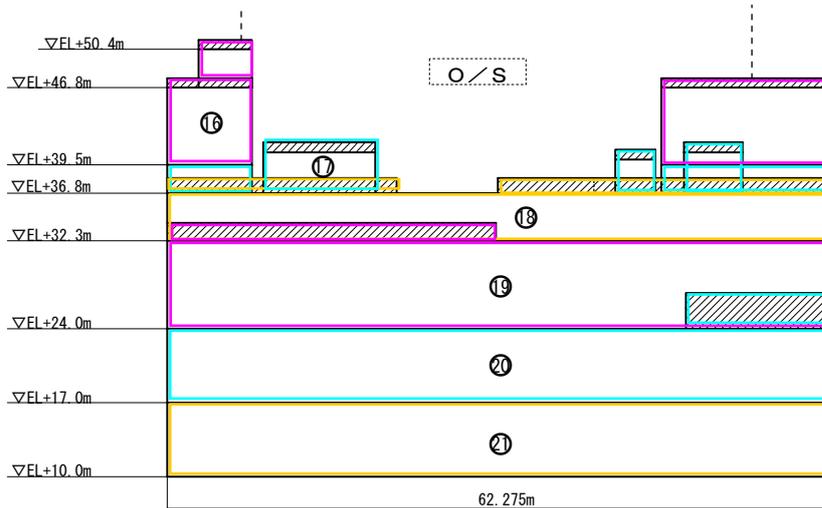
E.L. (m)	部材 番号	受圧面積 (m ²)
83.359	1	80
80.232		
76.685	2	120
72.036	3	190
66.585	4	250
60.689	5	280
56.1	6	220
51.45	7	220
46.8	8	220
39.55	9	340
36.8	10	130

(2) 原子炉周辺建屋 (RE/B)

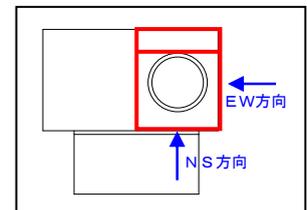
(EW 方向)



(NS 方向)



▨ : パラペット
○の数字は部材番号を示す

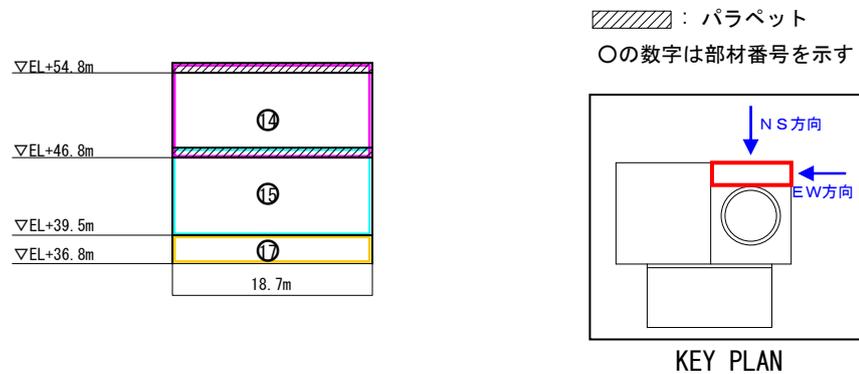


KEY PLAN

E. L. (m)	部材 番号	EW方向 受圧面積		NS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
36.8	18	風上	180	風上	80
		風下	130	風下	140
32.3	19	パラペット	80	パラペット	90
		風上	370	風上	0
24.0	20	風下	370	風下	290
		パラペット	30	パラペット	60
17.0	21	風上	670	風上	520
		風下	670	風下	520
10.0	21	パラペット	50	パラペット	50
		風上	570	風上	440
		風下	570	風下	440

(3) 燃料取扱棟 (FH/B)

(EW 方向)



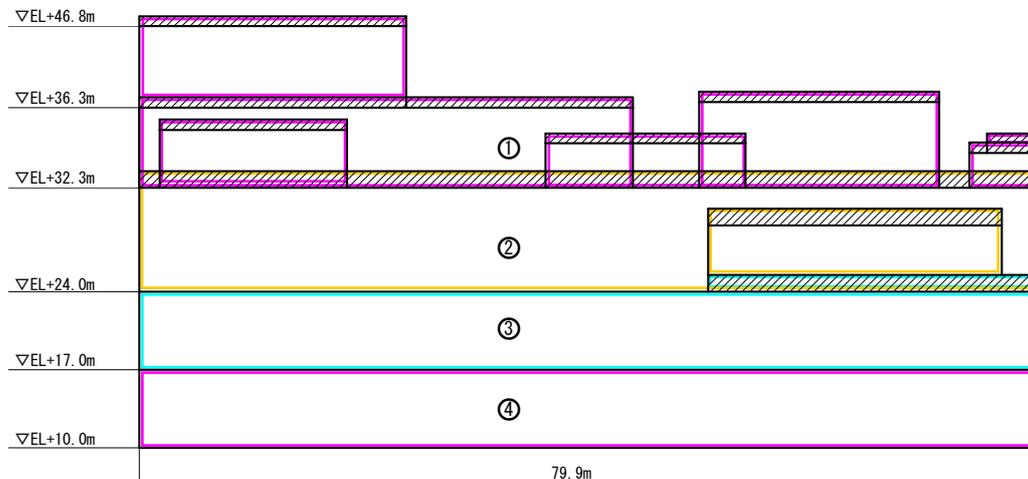
(NS 方向)



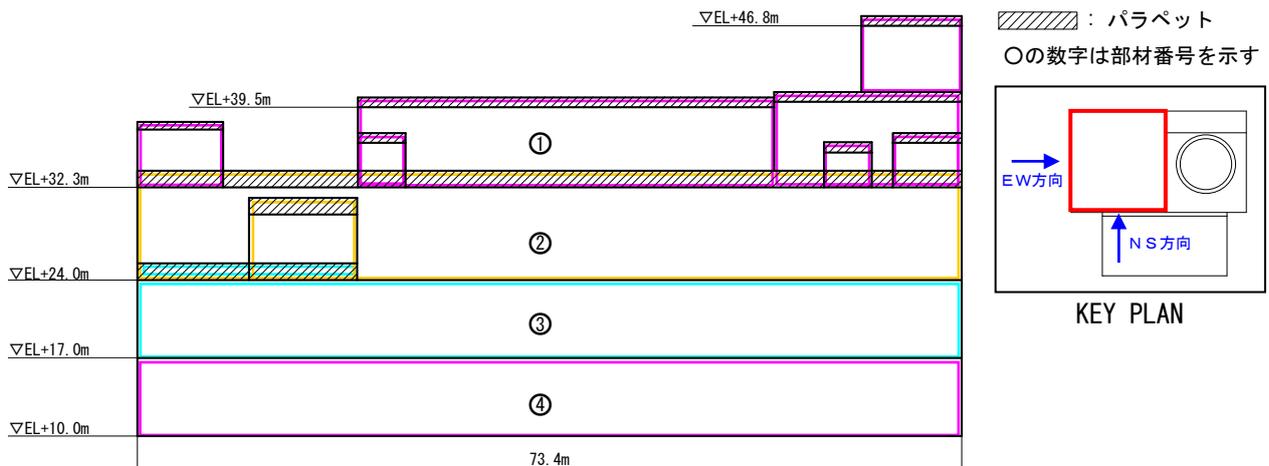
E. L. (m)	部材 番号	EW方向 受圧面積		NS方向 受圧面積	
		部位	A(m ²)	部位	A(m ²)
54.8	14	パラペット	40	パラペット	40
		風上	150	風上	310
46.8	15	風下	150	風下	310
		パラペット	20	パラペット	30
39.5	15	風上	140	風上	480
		風下	140	風下	0
36.8	17	風上	60	風上	290
		風下	60	風下	0

(4) 原子炉補助建屋 (A/B)

(EW 方向)



(NS 方向)



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

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：2650kN）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、下図の例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。

$$W_{T1} = W_P$$

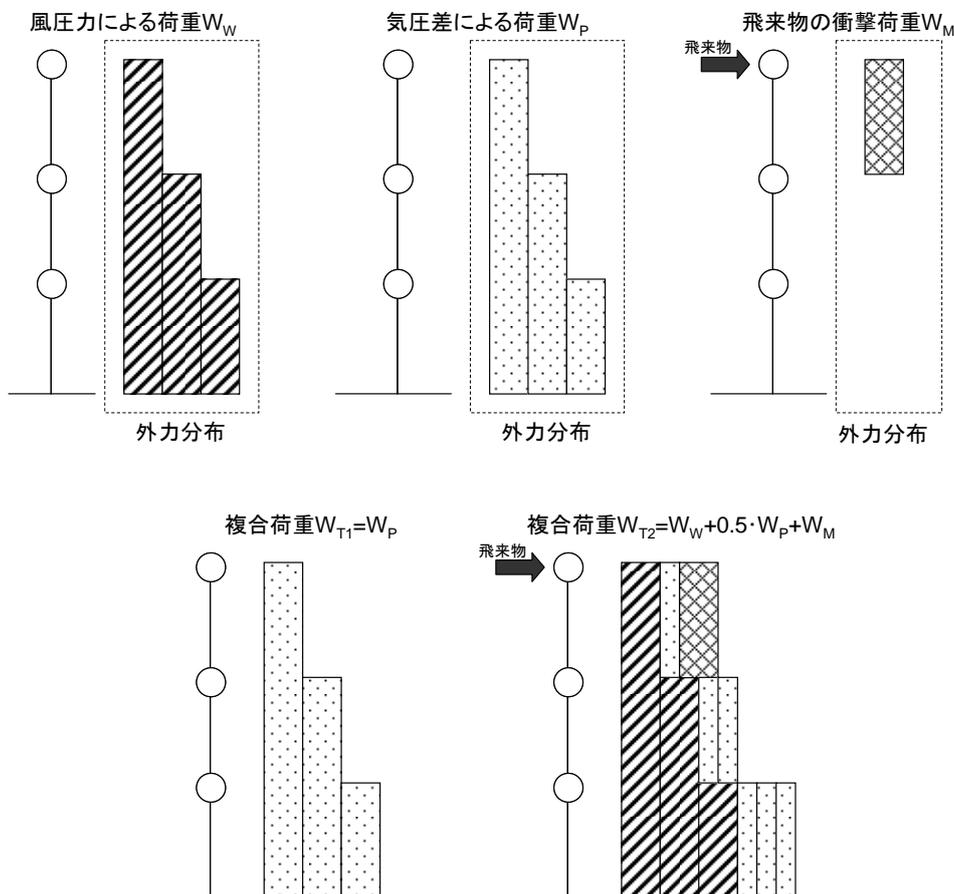
$$W_{T2} = W_W + 0.5 \cdot W_P + W_M$$

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



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、各建屋ともに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. (m)	部材 番号	受圧面積		速度圧	ガス 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 (m ²)	q (N/m ²)	G	C	$\frac{P_{wi}}{G \cdot C}$ =A・q・ G・C	ΣP_{wi} (kN)	W_w (kN)	ΔP_{max} (N/m ²)	$\Delta P_{max} \cdot A$ (kN)	$\Delta P_{max} \cdot \Sigma A$ (kN)	W_p (kN)		W_{T1} = W_p (kN)	W_{T2} = $W_w+0.5W_p+W_M$ (kN)			
83.359	1, 2	トーム部	200	6,100	1.0	0.0	0			8,900	1,780								
76.685	3~5	トーム部	720	6,100	1.0	1.0	4,392	5,466 ^{※1}	5,466	8,900	6,408	10,146 ^{※1}	10,146	2,650 ^{※1}	10,146	13,189	13,189	242,747	18.4
60.689	6	シリング部	220	6,100	1.0	0.8	1,074			8,900	1,958								
56.100	7	シリング部	220	6,100	1.0	0.8	1,074	1,074	6,540	8,900	1,958	1,958	12,104	2,650	12,104	15,242	15,242	289,361	18.9
51.450	8	シリング部	220	6,100	1.0	0.8	1,074	1,074	7,614	8,900	1,958	1,958	14,062	2,650	14,062	17,295	17,295	298,056	17.2
46.800	9	シリング部	340	6,100	1.0	0.8	1,660	1,660	9,274	8,900	3,026	3,026	17,088	2,650	17,088	20,468	20,468	314,597	15.3
39.550	10	シリング部	130	6,100	1.0	0.8	635	635	9,909	8,900	1,157	1,157	18,245	2,650	18,245	21,682	21,682	312,439	14.4

※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		気圧低下量		層荷重		W _M	層せん断力						
(m)		部位	A	q	G	C	P_{wi} =A・q・G・C	ΣP _{wi}	W _w	ΔPmax	ΔPmax・A	ΔPmax・ΣA		W _P	W _{T1} =W _P	W _{T2} =W _w +0.5W _P +W _M				
		(m ²)	(N/m ²)				(kN)	(kN)	(N/m ²)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)					
FH/B																				
54.8	14	FH/B	ハテパット	40	6,100	1.0	1.2	293	1,391	1,391	8,900	1,335	1,335	1,335	2,650	1,335	4,709	4,709	56,486	11.9
			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	ハテパット	20	6,100	1.0	1.2	147	1,173	2,564	8,900	1,246	1,246	2,581	2,650	2,581	6,505	6,505	78,257	12.0
			風上	140	6,100	1.0	0.8	684												
			風下	140	6,100	1.0	0.4	342												
RE/B																				
46.8	16	RE/B	ハテパット	110	6,100	1.0	1.2	806	3,223	3,223	8,900	2,937	2,937	2,937	2,650	2,937	7,342	7,342	55,047	7.4
			風上	330	6,100	1.0	0.8	1,611												
			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	2,650	7,654	14,121	14,121	129,970	9.2
			風下	60	6,100	1.0	0.4	147												
36.8		RE/B	ハテパット	30	6,100	1.0	1.2	220												
			風上	180	6,100	1.0	0.8	879												
			風下	130	6,100	1.0	0.4	318												
RE/B																				
32.3	18	RE/B	ハテパット	80	6,100	1.0	1.2	586	3,295	10,939	8,900	3,293	3,293	10,947	2,650	10,947	19,063	19,063	180,834	9.4
			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	ハテパット	30	6,100	1.0	1.2	220	5,125	16,064	8,900	5,963	5,963	16,910	2,650	16,910	27,169	27,169	545,249	20.0
			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	ハテパット	50	6,100	1.0	1.2	366	4,539	20,603	8,900	5,073	5,073	21,983	2,650	21,983	34,245	34,245	690,845	20.1
			風上	570	6,100	1.0	0.8	2,782												
			風下	570	6,100	1.0	0.4	1,391												
RE/B																				
10.0	21	RE/B	ハテパット	0	6,100	1.0	1.2	0	4,173	24,776	8,900	5,073	5,073	27,056	2,650	27,056	40,954	40,954	909,141	22.1
			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 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 _M	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	ΔPmax	ΔPmax・A	ΔPmax・ΣA	W _P	W _M	(kN)	(kN)	(kN)			
		(m ²)	(N/m ²)			(kN)	(kN)	(kN)	(N/m ²)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)				
FH/B																				
54.8	14	FH/B	ハ ^ラ ベ ^ッ ット	40	6,100	1.0	1.2	293												
			風上	310	6,100	1.0	0.8	1,513	2,563	2,563	8,900	2,759	2,759	2,759	2,650	2,759	6,593	6,593	20,070	3.0
			風下	310	6,100	1.0	0.4	757												
46.8	15	FH/B	ハ ^ラ ベ ^ッ ット	30	6,100	1.0	1.2	220												
			風上	480	6,100	1.0	0.8	2,343	2,563	5,126	8,900	4,272	4,272	7,031	2,650	7,031	11,292	11,292	28,504	2.5
			風下	0	6,100	1.0	0.4	0												
RE/B																				
46.8	16	RE/B	ハ ^ラ ベ ^ッ ット	80	6,100	1.0	1.2	586												
			風上	20	6,100	1.0	0.8	98	1,294	1,294	8,900		2,225	2,225	2,650	2,225	5,057	5,057	64,070	12.6
			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												
			風下	0	6,100	1.0	0.4	0			8,900									
			ハ ^ラ ベ ^ッ ット	50	6,100	1.0	1.2	366	2,515	8,935			3,827	13,083	2,650	13,083	18,127	18,127	94,732	5.2
36.8	RE/B	RE/B	風上	80	6,100	1.0	0.8	391												
			風下	140	6,100	1.0	0.4	342			8,900	1,246								
			ハ ^ラ ベ ^ッ ット	90	6,100	1.0	1.2	659												
32.3	18	RE/B	風上	0	6,100	1.0	0.8	0	1,367	10,302										
			風下	290	6,100	1.0	0.4	708			8,900	2,581		15,664	2,650	15,664	20,784	20,784	136,377	6.5
			ハ ^ラ ベ ^ッ ット	60	6,100	1.0	1.2	440												
24.0	19	RE/B	風上	520	6,100	1.0	0.8	2,538	4,247	14,549										
			風下	520	6,100	1.0	0.4	1,269			8,900	4,628		20,292	2,650	20,292	27,345	27,345	461,057	16.8
			ハ ^ラ ベ ^ッ ット	50	6,100	1.0	1.2	366												
17.0	20	RE/B	風上	440	6,100	1.0	0.8	2,148	3,588	18,137										
			風下	440	6,100	1.0	0.4	1,074			8,900	3,916		24,208	2,650	24,208	32,891	32,891	649,723	19.7
			ハ ^ラ ベ ^ッ ット	0	6,100	1.0	1.2	0												
10.0	21	RE/B	風上	440	6,100	1.0	0.8	2,148	3,222	21,359										
			風下	440	6,100	1.0	0.4	1,074			8,900	3,916		28,124	2,650	28,124	38,071	38,071	813,298	21.3

※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 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					
(m)		部位	A (m ²)	q (N/m ²)	G	C	$\frac{P_{wi}}{G \cdot C}$ =A・q・	ΣP_{wi} (kN)	W_w (kN)	ΔP_{max} (N/m ²)	$\Delta P_{max} \cdot A$ (kN)	$\Delta P_{max} \cdot \Sigma A$ (kN)	W_p (kN)	W_M (kN)	W_{T1} =W _p (kN)	W_{T2} =W _w +0.5W _p +W _M (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	4,539	2,650	4,539	10,411	10,411	336,106	32.2
		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	2,650	10,502	18,956	18,956	801,530	42.2
		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	2,650	15,486	25,548	25,548	1,202,295	47.0
		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	2,650	20,470	32,140	32,140	1,284,017	39.9
		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(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		層せん断力					
(m)		部位	A (m ²)	q (N/m ²)	G	C	$\frac{P_{wi}}{G \cdot C}$ =A・q・ G・C	ΣP_{wi} (kN)	W_w (kN)	ΔP_{max} (N/m ²)	$\Delta P_{max} \cdot A$ (kN)	$\Delta P_{max} \cdot \Sigma A$ (kN)	W_p (kN)	W_M (kN)	W_{T1} = W_p (kN)	W_{T2} = $W_w+0.5W_p+W_M$ (kN)	(kN)	(kN)	
39.5	1	ハ゜ラハ゜ット	270	6,100	1.0	1.2	1,977	6,663	6,663	8,900	5,696	5,696	5,696	2,650	5,696	12,161	12,161	248,696	20.4
		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	8,900	5,429	5,429	11,125	2,650	11,125	19,708	19,708	764,918	38.8
		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	4,628	15,753	2,650	15,753	25,829	25,829	1,029,698	39.8
		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	4,628	20,381	2,650	20,381	31,950	31,950	1,174,836	36.7
		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。

竜巻防護施設の外殻となる施設の構造健全性（屋根・外壁）の評価

1. 屋根（FH/B屋根スラブ）

FH/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（φ19@200×2列）で支持されているため、小梁スパン(L)2.13mの一方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。

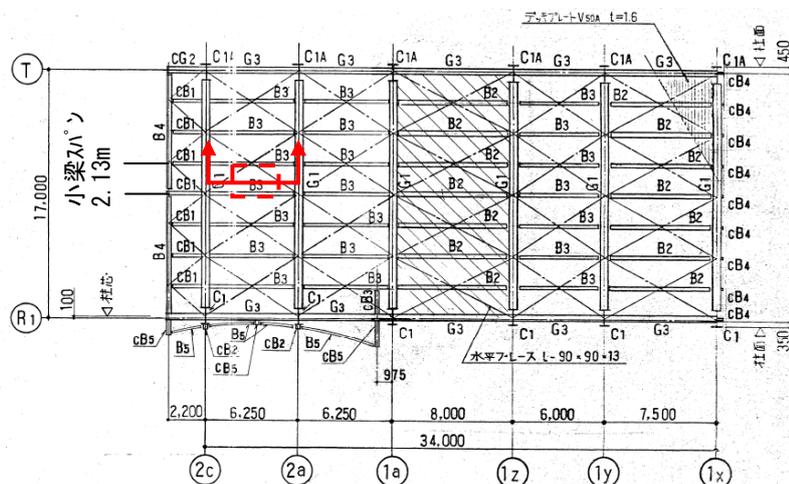
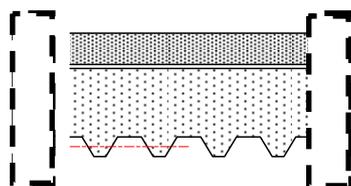


図1.1 屋根スラブ検討位置



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/m ²

図1.2 屋根スラブの自重

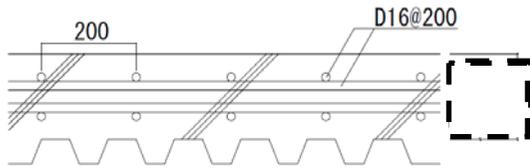
表1.1 屋根スラブの検討荷重

$W_{T2}(W_w+0.5W_p)$ 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)

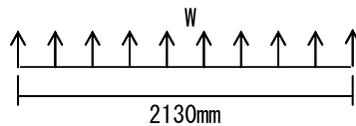
表1.2 屋根スラブの評価結果

			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3 せん断力図参照 端部せん断力 = $1/2 \times WL = 1/2 \times 3.39 \times 2.13 = 3.62\text{kN}$
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		

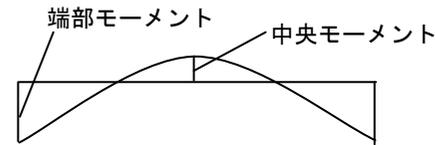
f_t : 鉄筋の短期許容引張応力度 f_s : コンクリートの短期許容せん断応力度 j : 曲げ材の応力中心距離



スラブ断面図



荷重図



曲げモーメント図

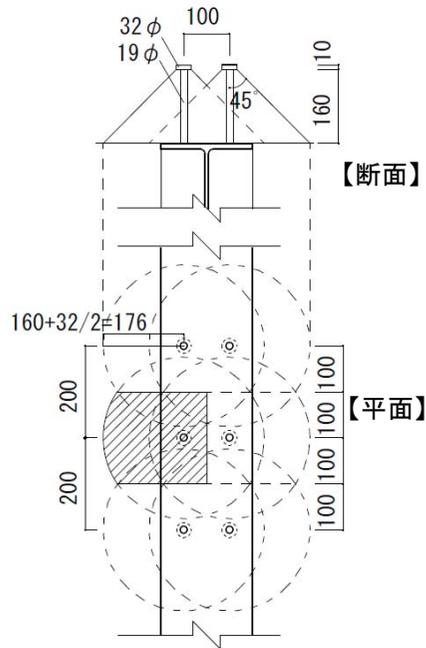


せん断力図

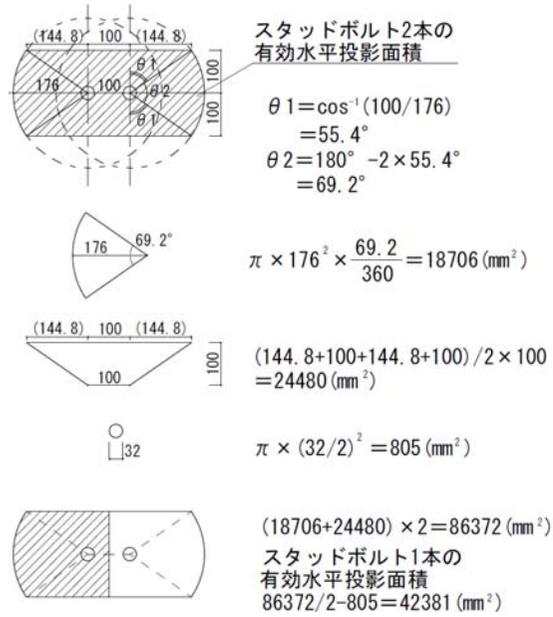
図 1.3 屋根スラブの検討

表 1.3 スタッドボルトの評価結果

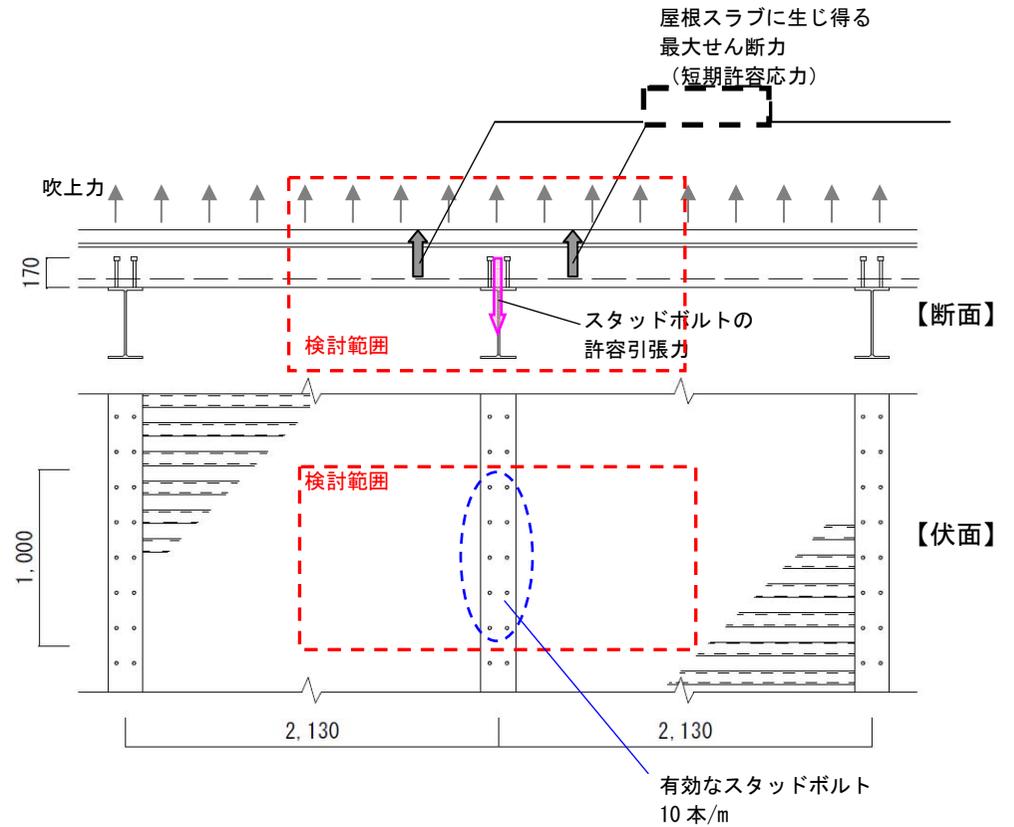
部材諸元			備 考
スタッドボルト φ19@200			図4 スタッドボルトの平面図・断面図参照
ボルト長	L =	170 mm	
軸部長さ	Le =	160 mm	
頭部厚さ	T =	10 mm	
軸径	d =	19 mm	
頭部径	D =	32 mm	
コンクリート設計基準強度 F _c =			
許容引張力の検討			各種合成構造設計指針・同解説2010に基づき算定を行う
低減係数	φ ₁ =	1.0	各種合成構造設計指針・同解説2010の値を用いる
低減係数	φ ₂ =	2/3	〃
頭付きアンカーボルトの引張強度	_s σ _{pa} =	N/mm ²	頭付きアンカーボルトの降伏点強度を採用
頭付きアンカーボルトの軸断面積	_{sc} 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 σ _t =	N/mm ²	$c \sigma_t = 0.31\sqrt{F_c}$
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} =	kN	$P_{a1} = \phi_1 \times s \sigma_{pa} \times s_c a =$
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} =	kN	$P_{a2} = \phi_2 \times c \sigma_t \times A_c =$
頭付きアンカーボルトの許容引張力	P _a = min(P _{a1} , P _{a2})	kN	
スラブの許容せん断力	Q _a =	kN	図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=130kN×2=260 kN
支持範囲のアンカーボルトの許容引張力	ΣP _a =	kN	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、 ΣP _a =
検定	ΣP _a -Q _a =	> 0	
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 =	> 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 スタッドボルトの検討

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	26.5	270kgf/cm ²
設計配筋		—	D19-@200ﾀﾞﾌﾞﾙ (SD345)
発生応力	曲げモーメント (kN・m)	M _D	41.4 図5 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5 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

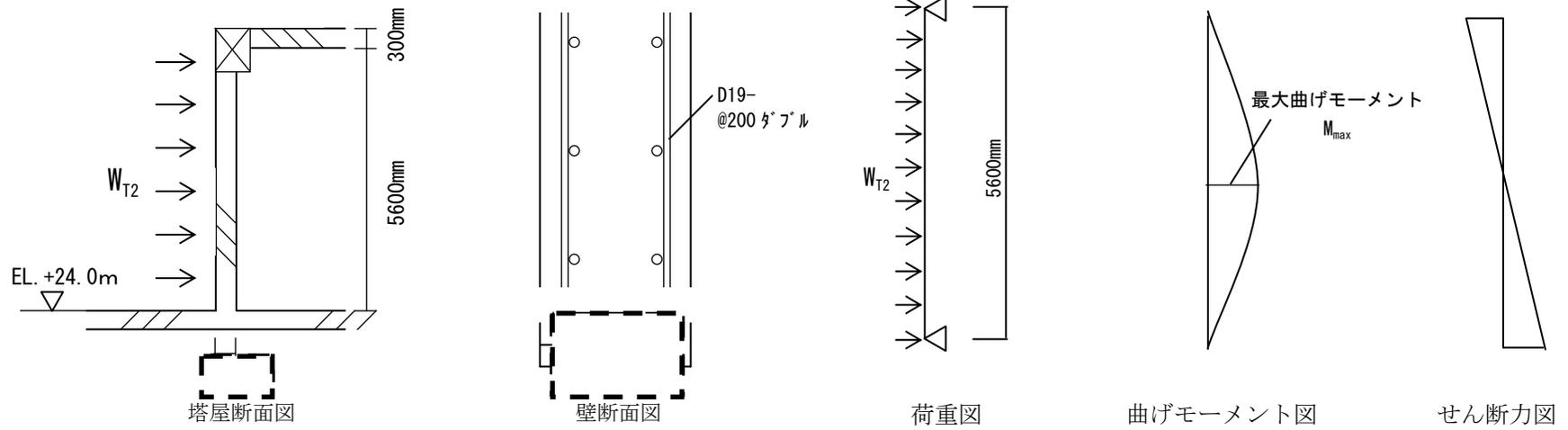


図 2.1 塔屋部外壁の検討

(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。

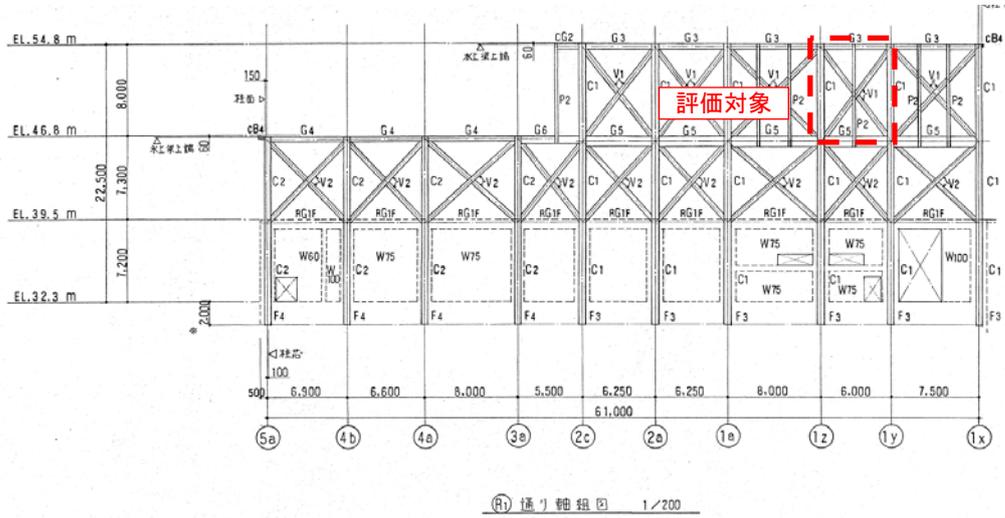


図 2.2 評価対象位置

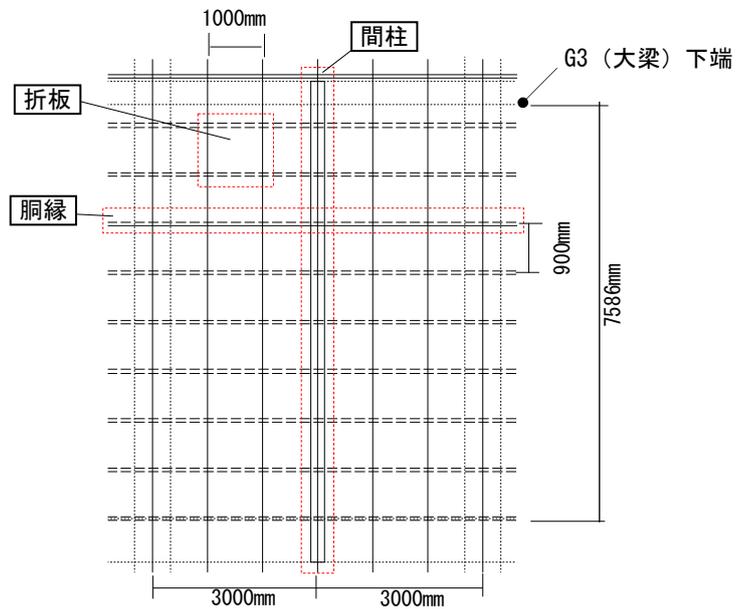


図 2.3 評価対象部材

表2.2 折板の評価結果

部材諸元			備考
断面	B-165:		図8 断面図参照
断面係数 (mm ³)	Z =	9,500	断面形状から求まる係数
材長 (m)	L =	0.9	図8 折板設置概要参照
幅 (mm)	a =	1,000	図7 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)	$M_{\max} = W_{T2} \cdot L^2 / 8 =$	1,068.2	図8 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	$s f_b / \sigma_{\max} =$		

別紙3-添付資料4-9

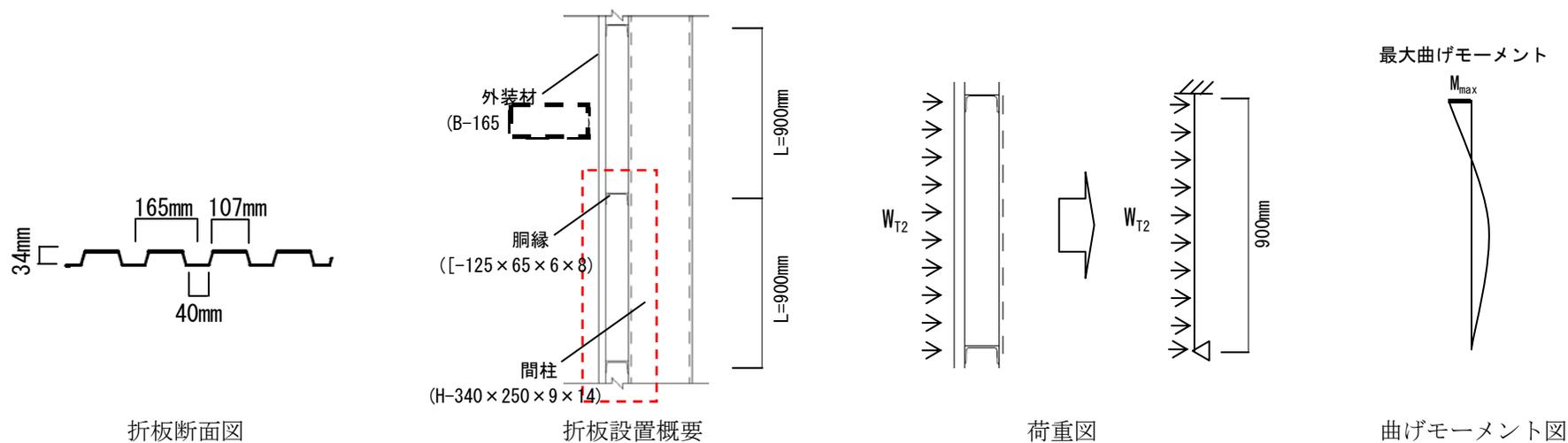
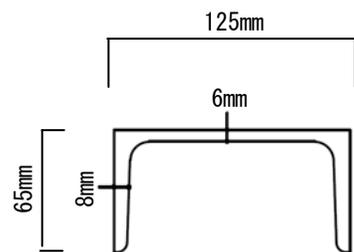


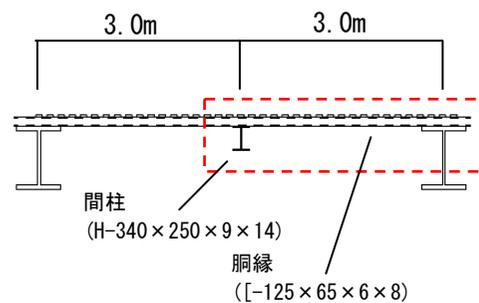
図 2.4 折板の検討

表 2.3 胴縁の評価結果

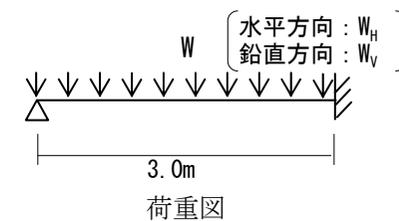
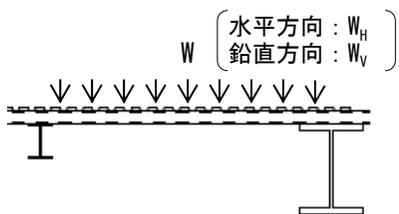
部材諸元		備 考		
断面・材質	$[-125 \times 65 \times 6 \times 8]$		図9 断面図参照	
断面係数 (mm ³)	$Z_x =$	67,800	断面形状から求まる係数	
	$Z_y =$	13,400	〃	
せん断断面積 (mm ²)	$A_{SX} =$	1,040	X方向せん断面積	
	$A_{SY} =$	654	Y方向せん断面積	
材長 (m)	$L =$	3.0	図9 胴縁設置概要参照	
材間隔 (mm)	$a =$	900	図7 参照	
荷重				
水平方向	風圧力による荷重 (N/m ²)	W_w/A	6,100	
	気圧差による荷重 (N/m ²)	W_p/A	8,900	
	複合荷重 (N/m ²)	$W_{T2} =$	10,550	$W_{T2} = W_w + 0.5W_p = 6,100 + 0.5 \times 8,900 = 10,550 \text{N/m}^2$
	単位長さあたりの荷重 (N/m)	$W_H = W_{T2} \times a =$	9,495	荷重負担幅0.9mを集約した、単位長さあたりの荷重 $10,550 \times 0.9 = 9,495 \text{N/m}$
鉛直方向	外装材自重+壁重量 (N/m ²)	$w_v =$	400	
	単位長さあたりの荷重 (N/m)	$W_v = w_v \times a =$	360	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 荷重負担幅0.9mを集約した、単位長さあたりの重量 $400 \times 0.9 = 360 \text{N/m}$
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	
	最大縁応力度 (N/mm ²)	$\sigma_H = M_{max} / Z_x =$	157.6	
	せん断力 (N)	$Q_H = 5/8 \times W_H \times L =$	17,804	
	せん断力応力度 (N/mm ²)	$\tau_H = Q_H / A_{SX} =$	17.2	
鉛直方向	最大曲げモーメント (N・m)	$M_{max} = W_v L^2 / 8 =$	405	
	最大縁応力度 (N/mm ²)	$\sigma_v = M_{max} / Z_y =$	30.3	
	せん断力 (N)	$Q_v = 5/8 \times W_v \times L =$	675	
	せん断力応力度 (N/mm ²)	$\tau_v = Q_v / A_{SY} =$	1.1	
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	${}_s f_b / (\sigma_H + \sigma_v) =$			
短期許容せん断応力度 (N/mm ²)	${}_s f_s =$			
裕度	${}_s f_s / \tau_H =$			
	${}_s f_s / \tau_v =$			



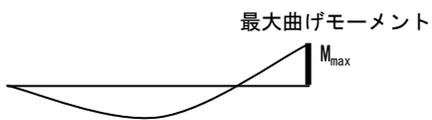
胴縁断面図



胴縁設置概要



荷重図



曲げモーメント図

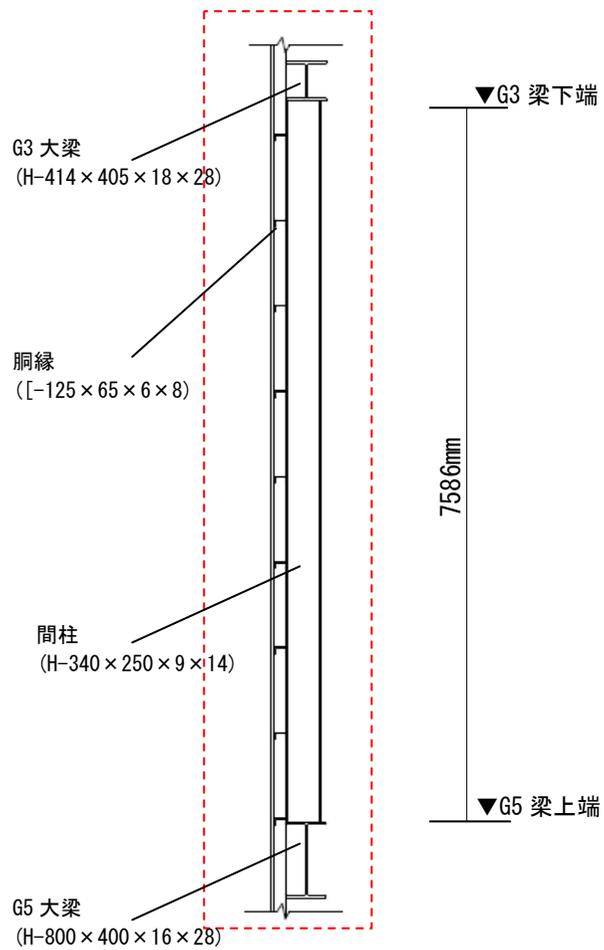


せん断力図

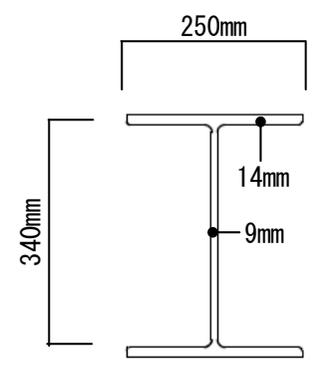
図 2.5 胴縁の検討

表 2.4 間柱の評価結果

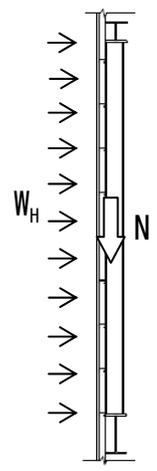
部材諸元		備 考			
断面・材質	H-340×250×9×14		図10 断面図参照		
断面係数 (mm ³)	Z =	1,250,000	断面形状から求まる係数		
材長 (m)	L = (上下大梁, 内法寸法) G3: 梁せい 414mm	7.586	図10 間柱設置概要参照		
材間隔 (mm)	a =	3,000	図7 参照		
断面積 (mm ²)	A =	9,953			
ウェブ断面積 (mm ²)	A _w =	2,808	9×(340-14×2) = 2808mm ²		
荷重					
水平方向	風圧力による荷重(N/m ²)	W _w /A	6,100		
	気圧差による荷重(N/m ²)	W _p /A	8,900		
	複合荷重 (N/m ²)	W _{T2} =	10,550	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 =	31,650	単位長さあたりの荷重	
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	W _v × a × L = 1600N/m ² × 3.0m × 7.586m = 36.42kN	
	最大曲げモーメント (N・m)	M _{max} = W _H L ² /8=	227,672	図10 荷重図及び曲げモーメント図参照 W _H L ² /8 = 31650 × 7.586 ² / 8 = 227,672N・m	
	せん断力 (kN)	Q = 0.5W _H L =	120.1	図10 荷重図及びせん断力図参照 1/2 × W _H L = 1/2 × 31650 × 7.586 = 120.1kN	
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	軸力と曲げを考慮した縁応力度 N/A + M _{max} /Z _x = 36.42 × 1,000 / 9,953 + 227,672 × 1,000 / 1,250,000 = 185.8N/mm ²
	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 =		
せん断	せん断応力度 (N/mm ²)		τ = Q/A _w =	42.8	120.1 × 1,000 / 2,808 = 42.8N/mm ²
	短期許容せん断応力度 (N/mm ²)		_s f _s =		
	裕度		_s f _s / τ =		



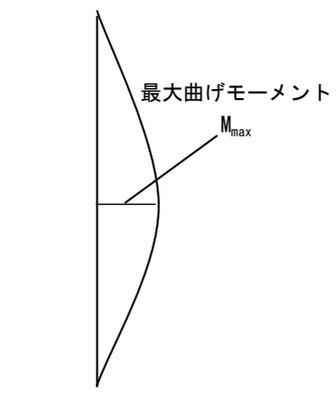
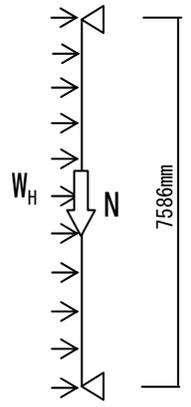
間柱設置概要



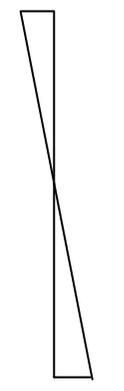
間柱断面図



荷重図



曲げモーメント図



せん断力図

図 2.6 間柱の検討

竜巻防護施設の外郭となる施設の構造健全性（屋根・外壁）の解析評価

本資料は、竜巻防護施設の外郭となる施設の構造健全性（設計飛来物）の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. 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

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6「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

(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

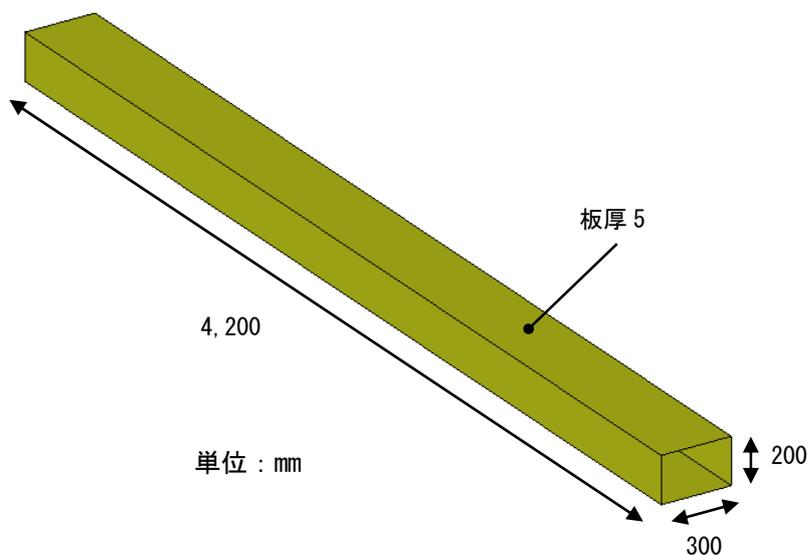


図 1. 1 鋼製材の構造概要

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。

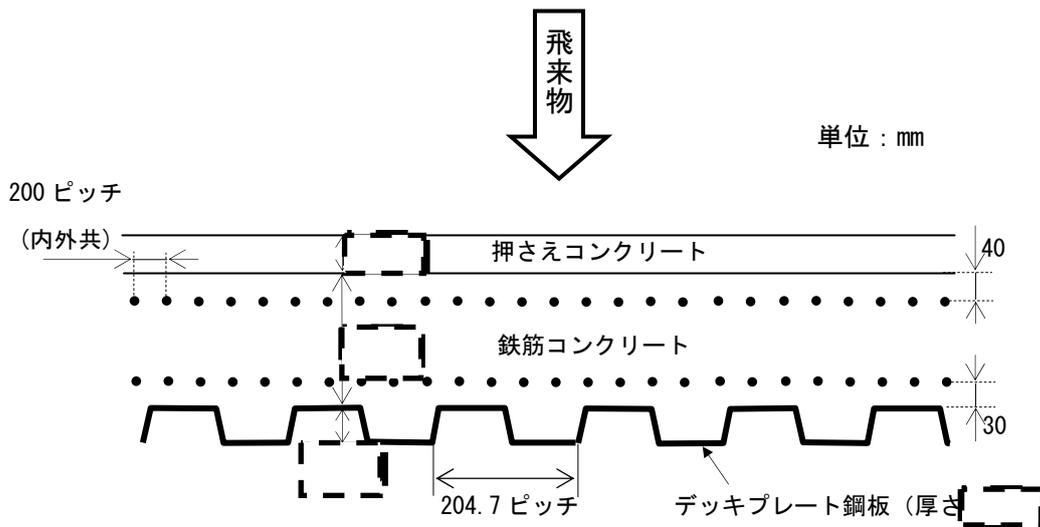


図 1. 2 燃料取扱棟屋根構造図 (概要)

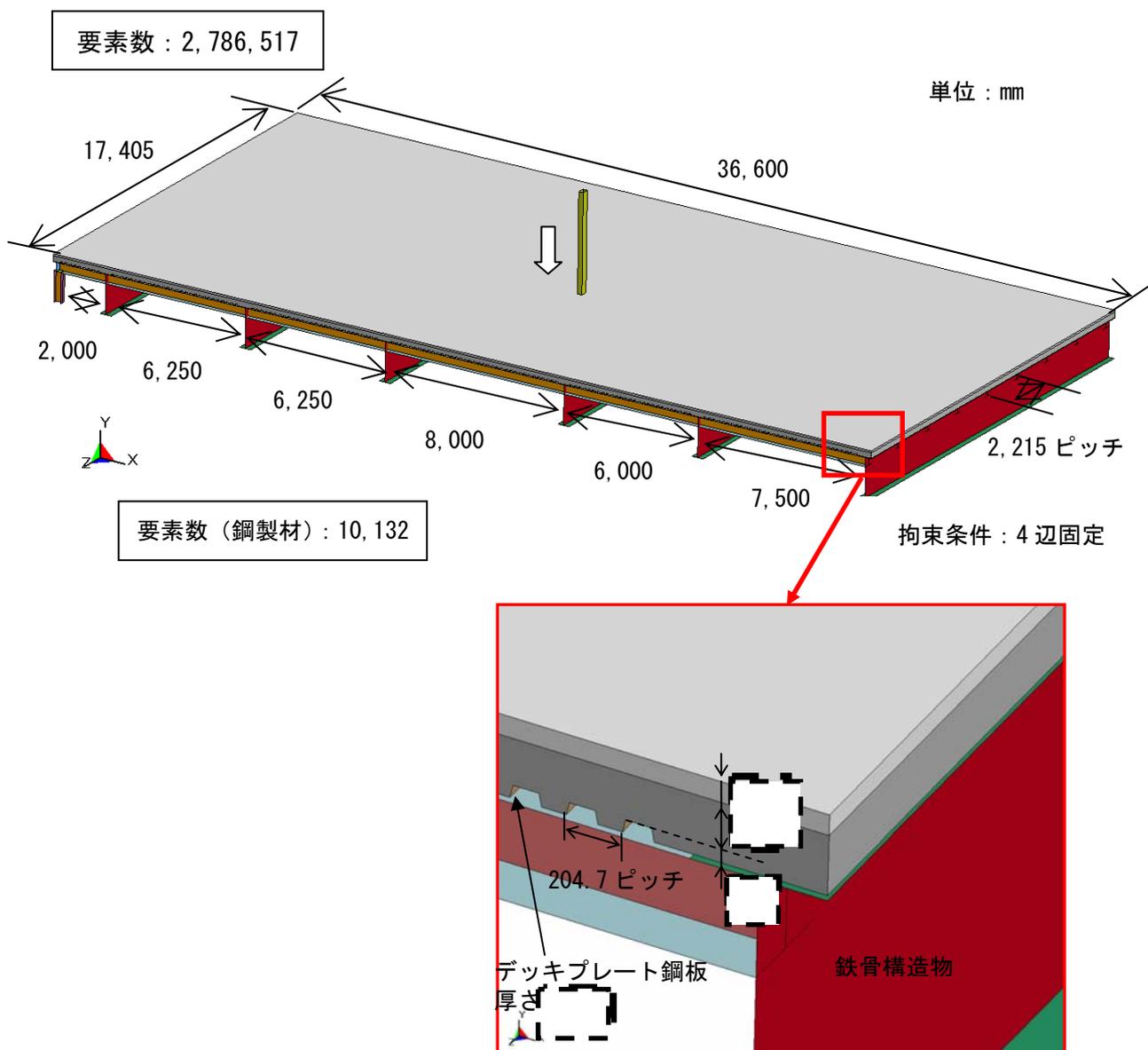


図 1. 3 解析モデル (概要)

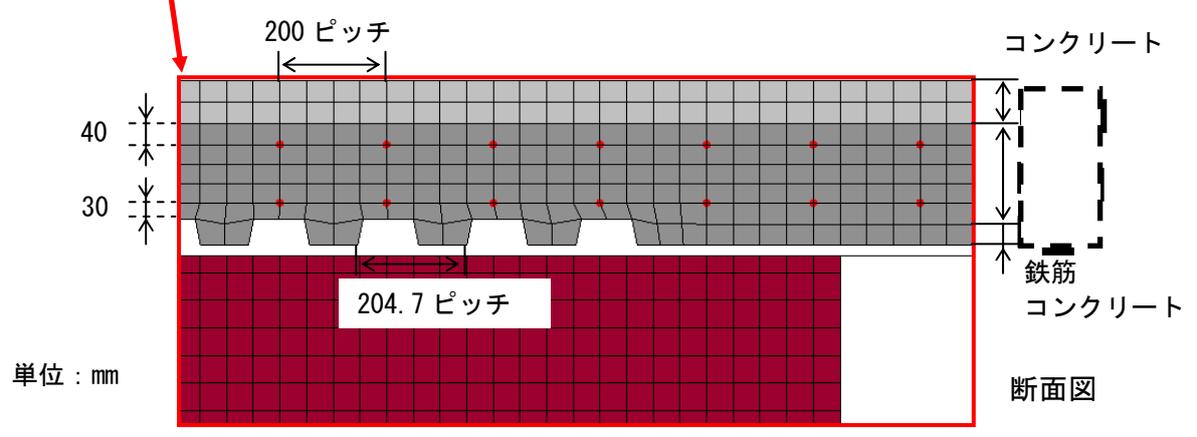
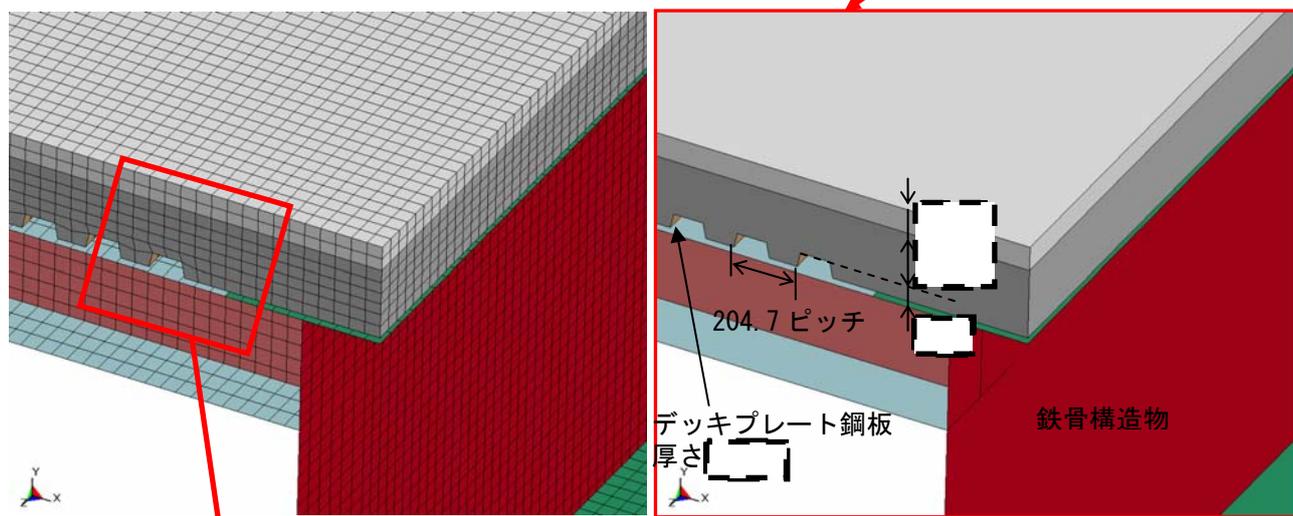
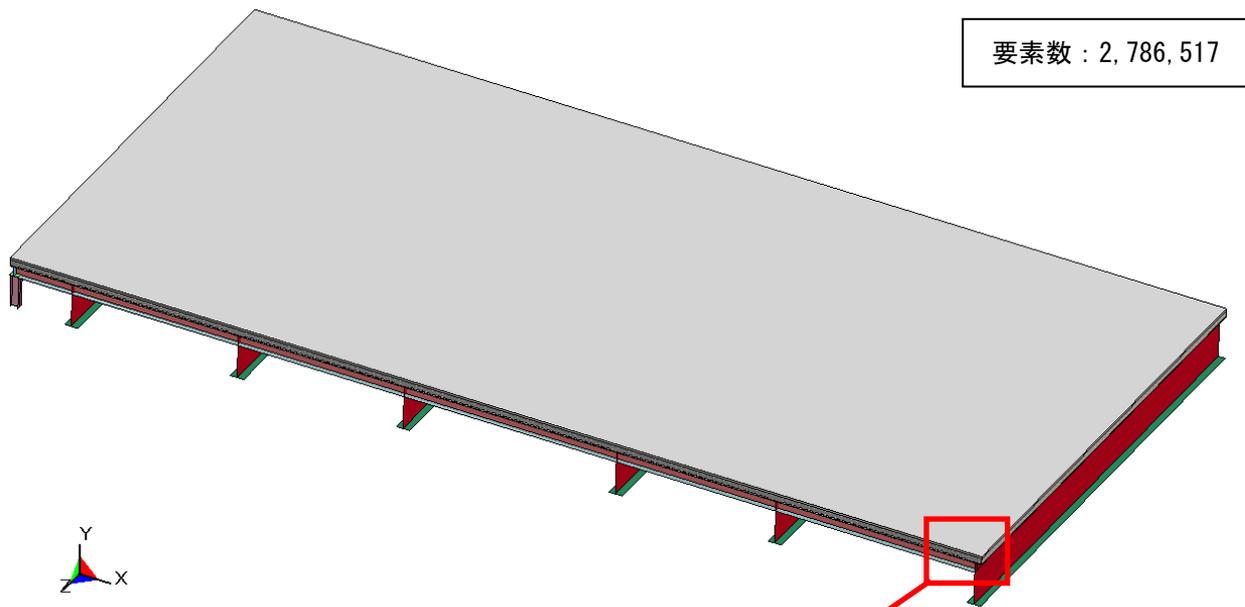


図 1. 4 解析モデル (全体詳細)

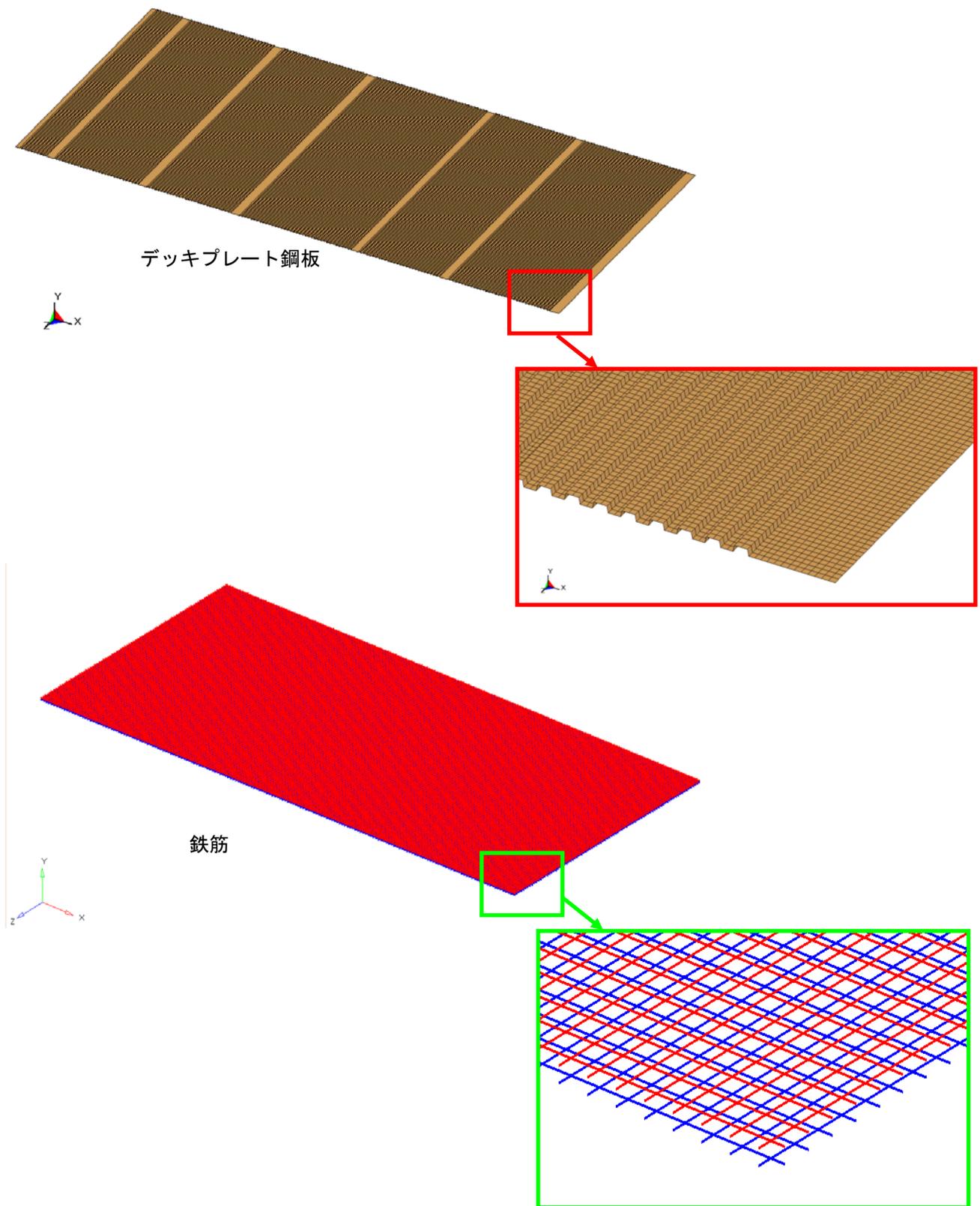


図1. 5 解析モデル（デッキプレート鋼板、鉄筋）

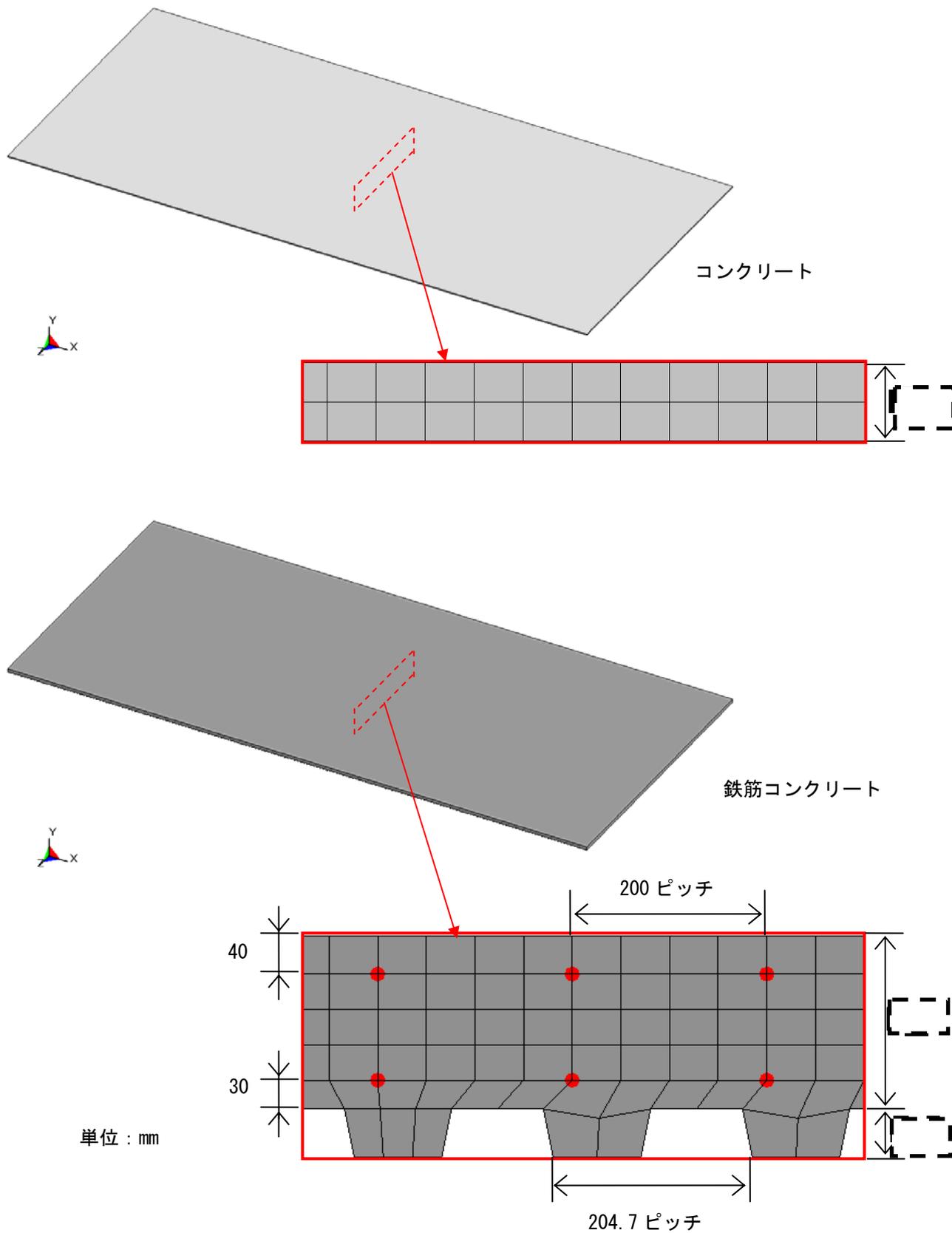
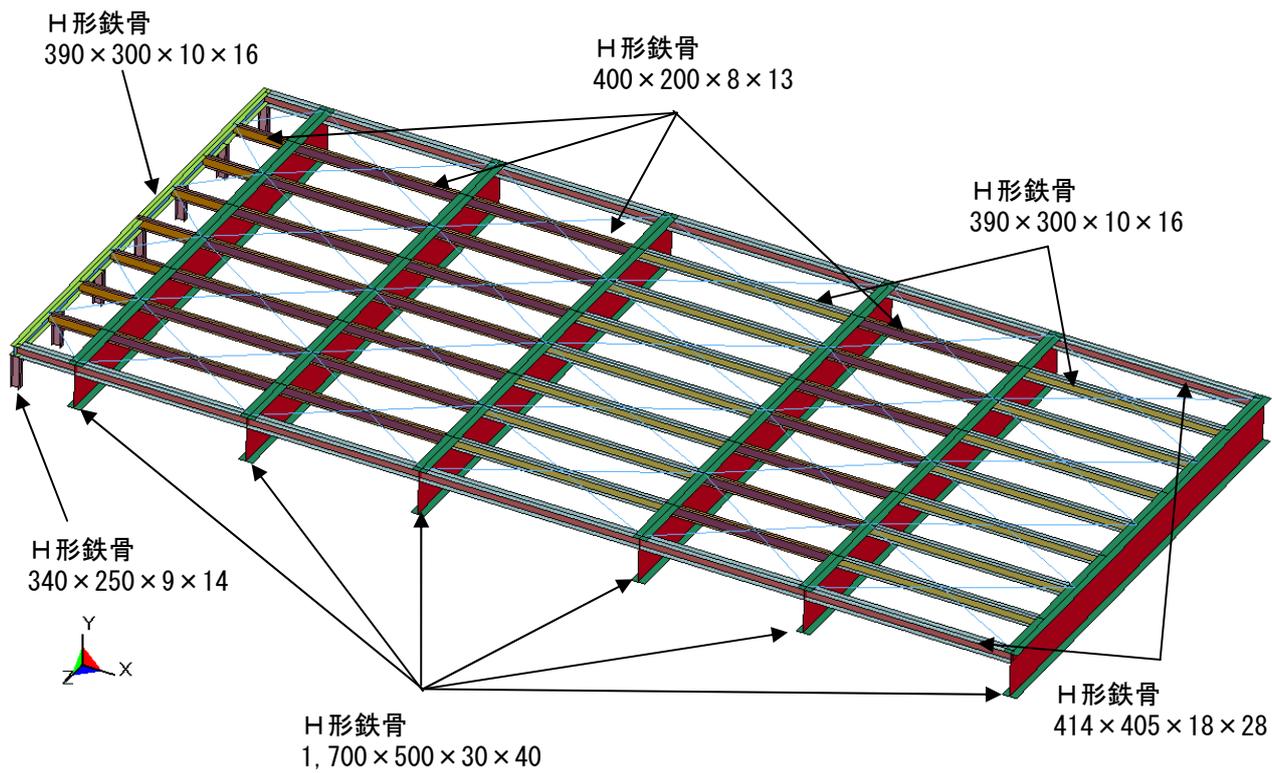


図 1. 6 解析モデル（押さえコンクリート、鉄筋コンクリート）



単位：mm

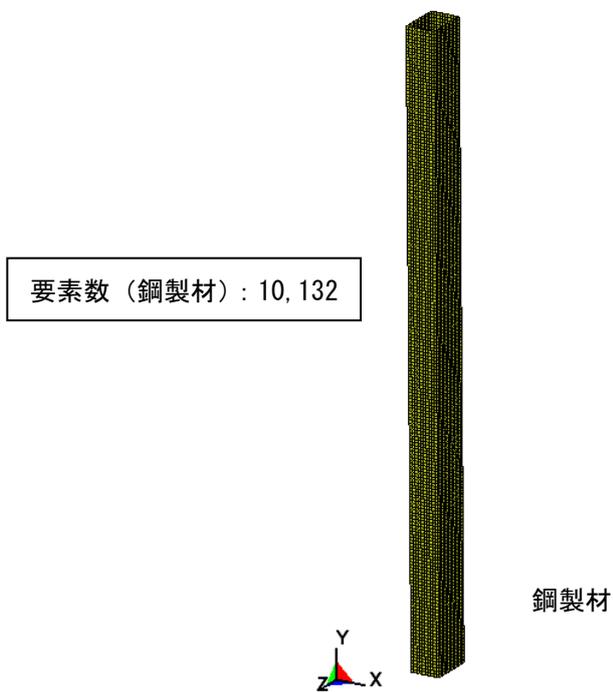


図 1. 7 解析モデル（鉄骨構造物、鋼製材）

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 9.83kJ である。

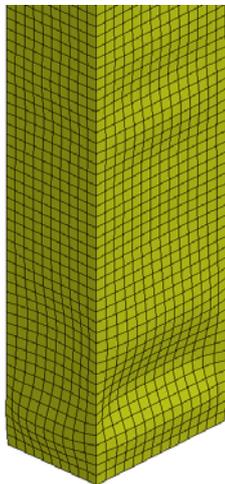


図 1. 8 衝突後の鋼製材の変形図

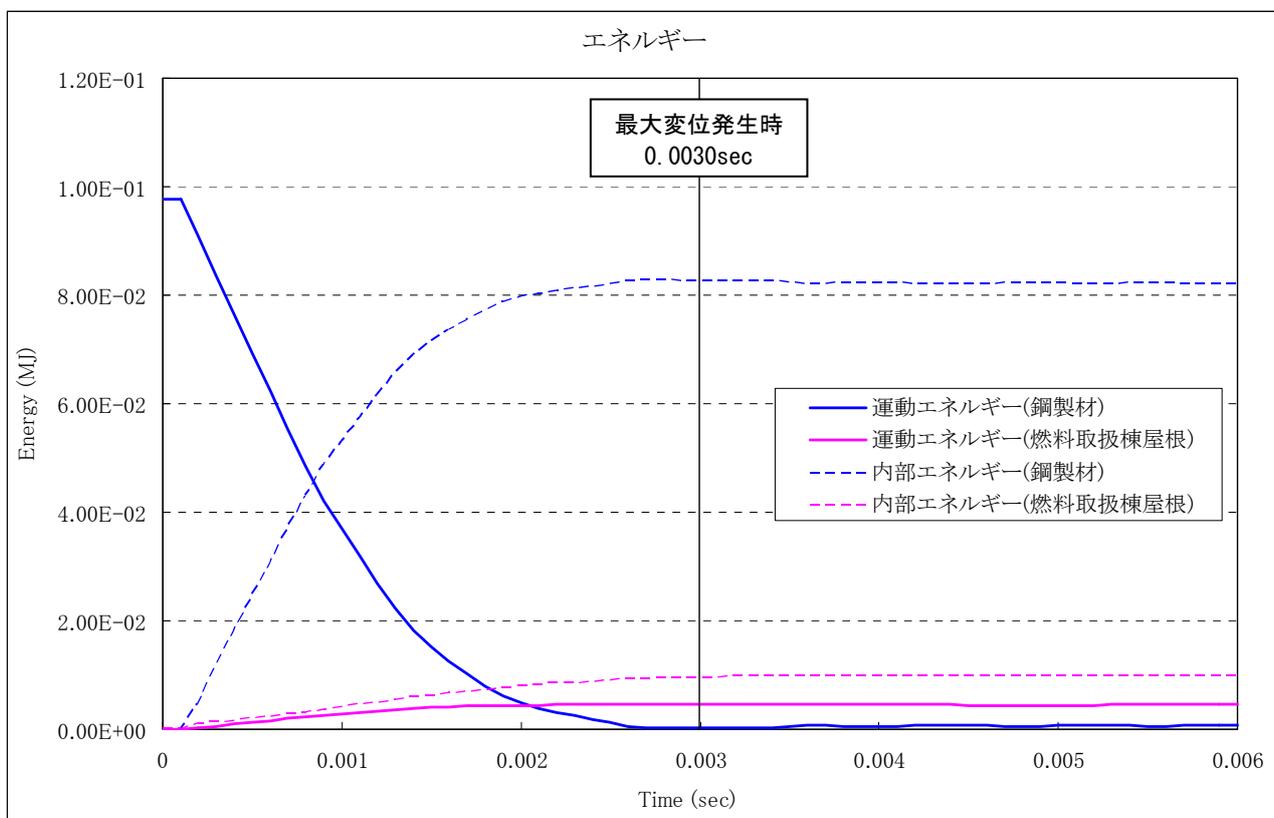


図 1. 9 衝突エネルギーの時刻歴推移

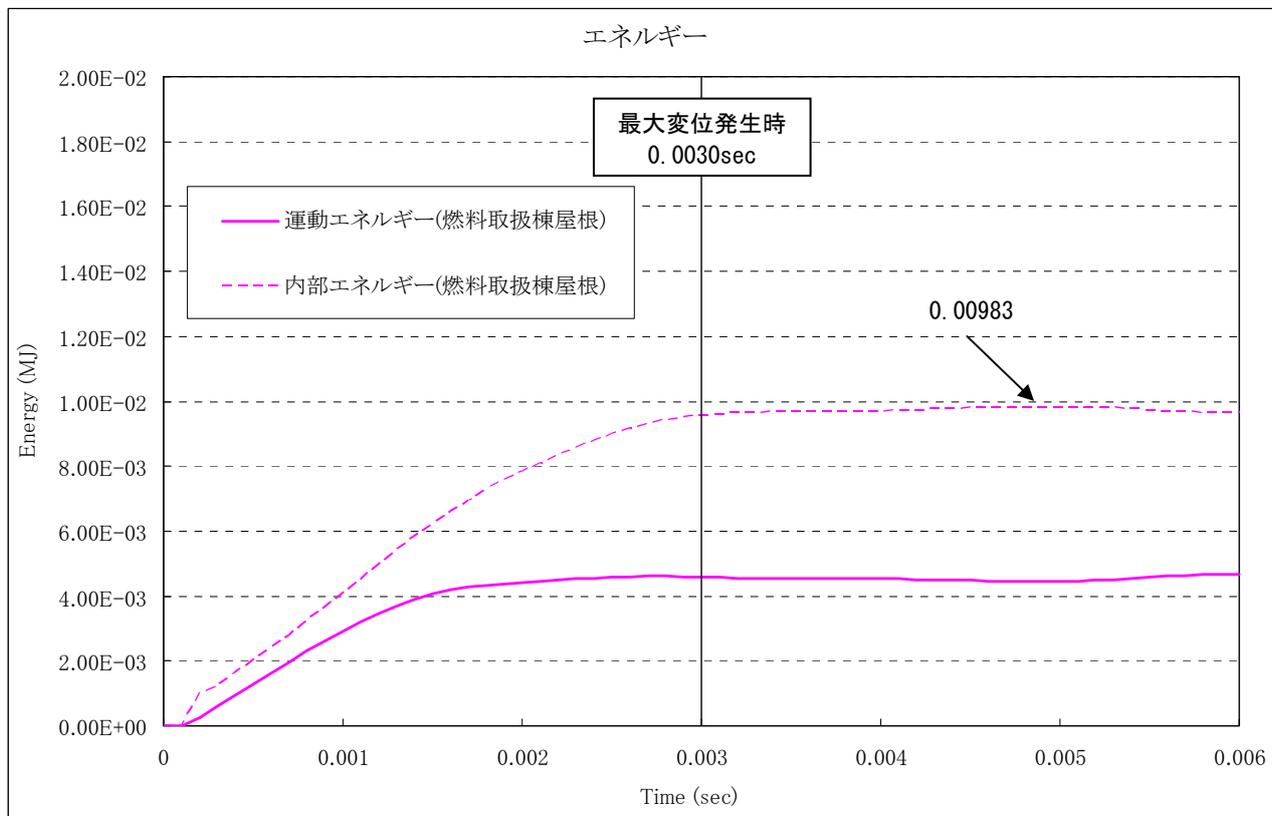


図 1. 10 衝突エネルギーの時刻歴推移 (燃料取扱棟屋根)

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 305MPa であり、局部的に引張強さ(270MPa)を上回るものの、図 1.12 に示す最大塑性ひずみは 0.245% 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。

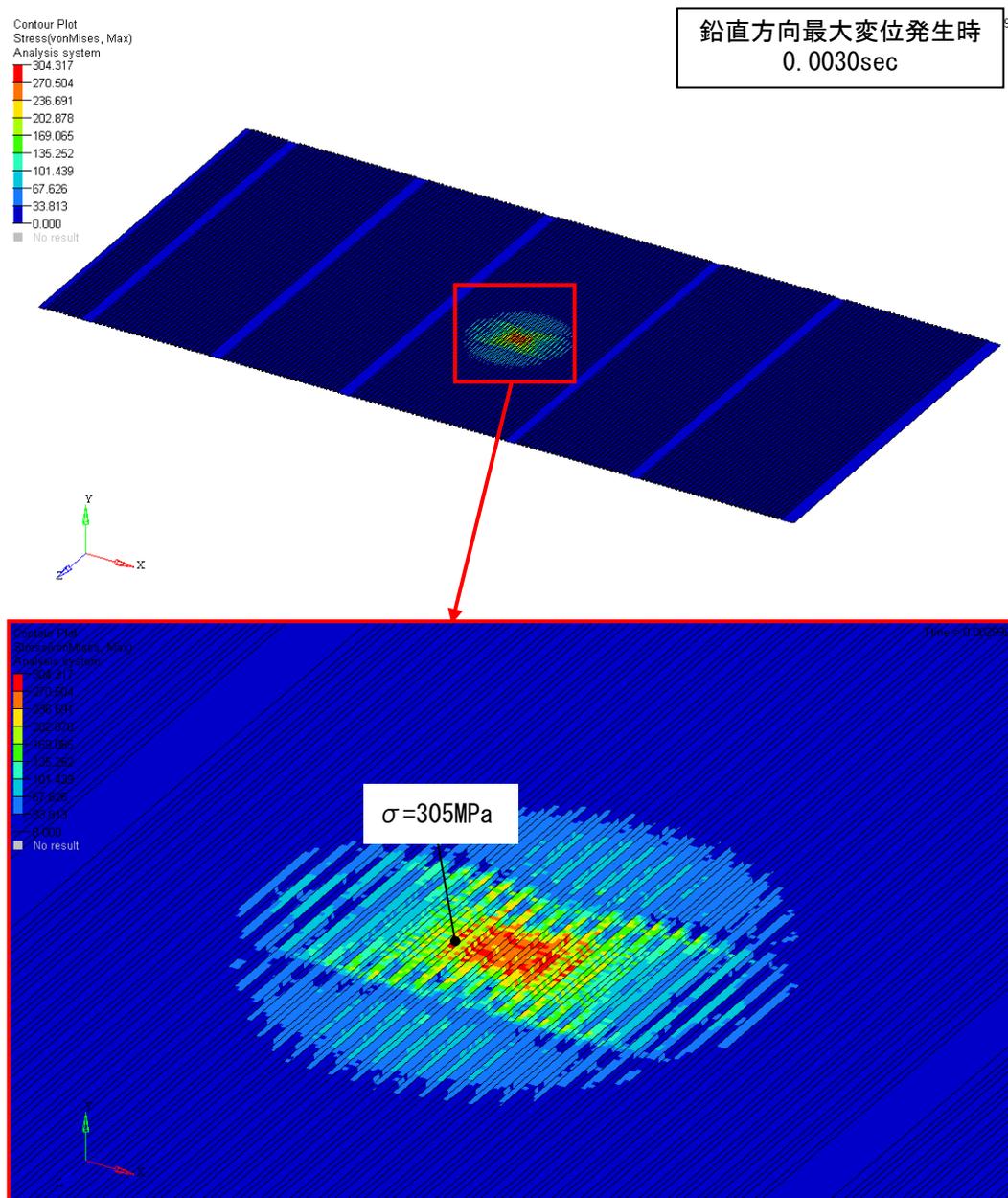


図 1. 1 1 デッキプレート鋼板の発生応力

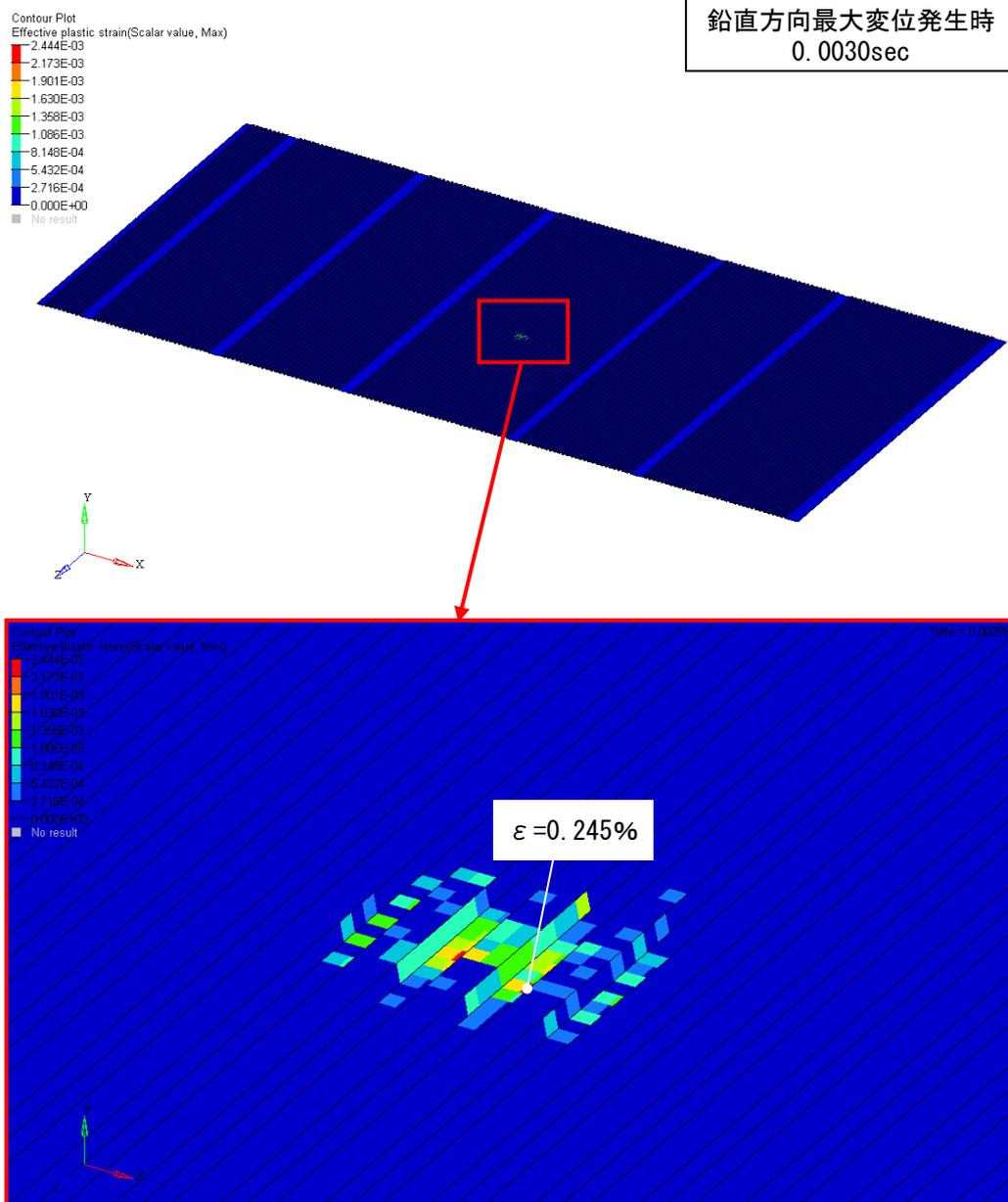


図 1. 1 2 デッキプレート鋼板の相当塑性ひずみ

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

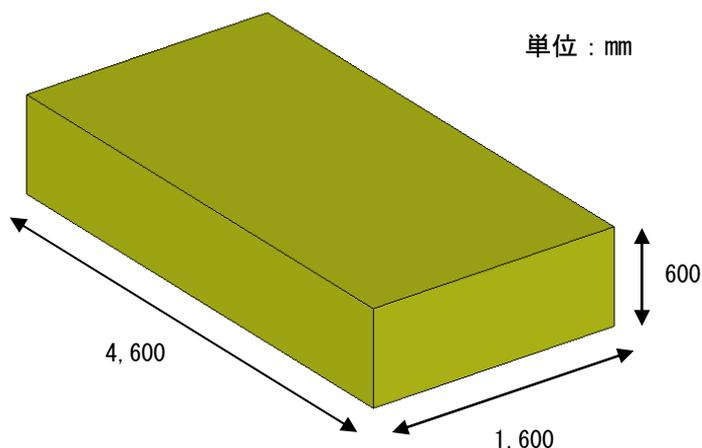


図 1.13 乗用車の構造概要 (衝突解析)

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]

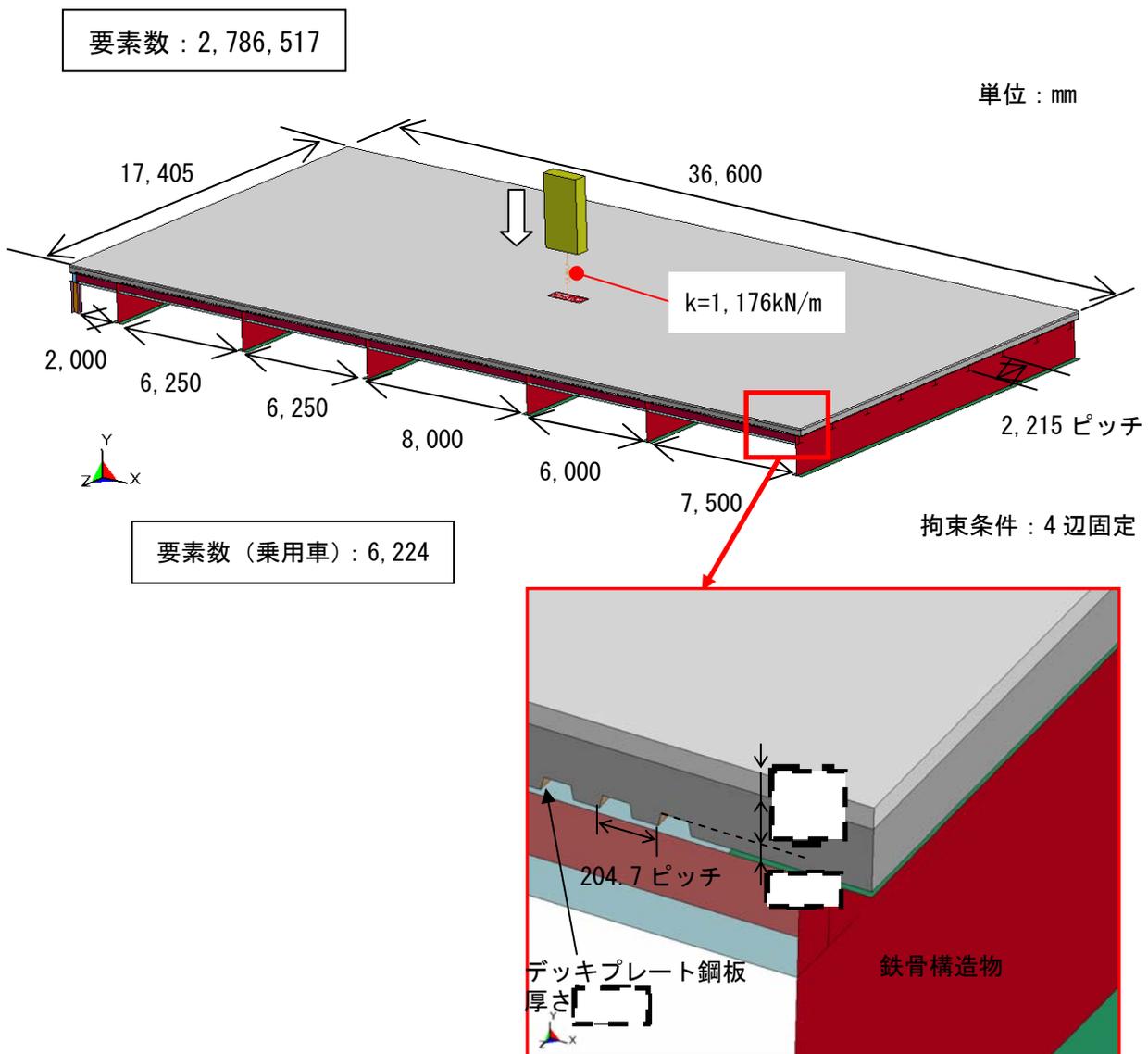


図 1. 14 解析モデル (概要)

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 68.8kJ である。

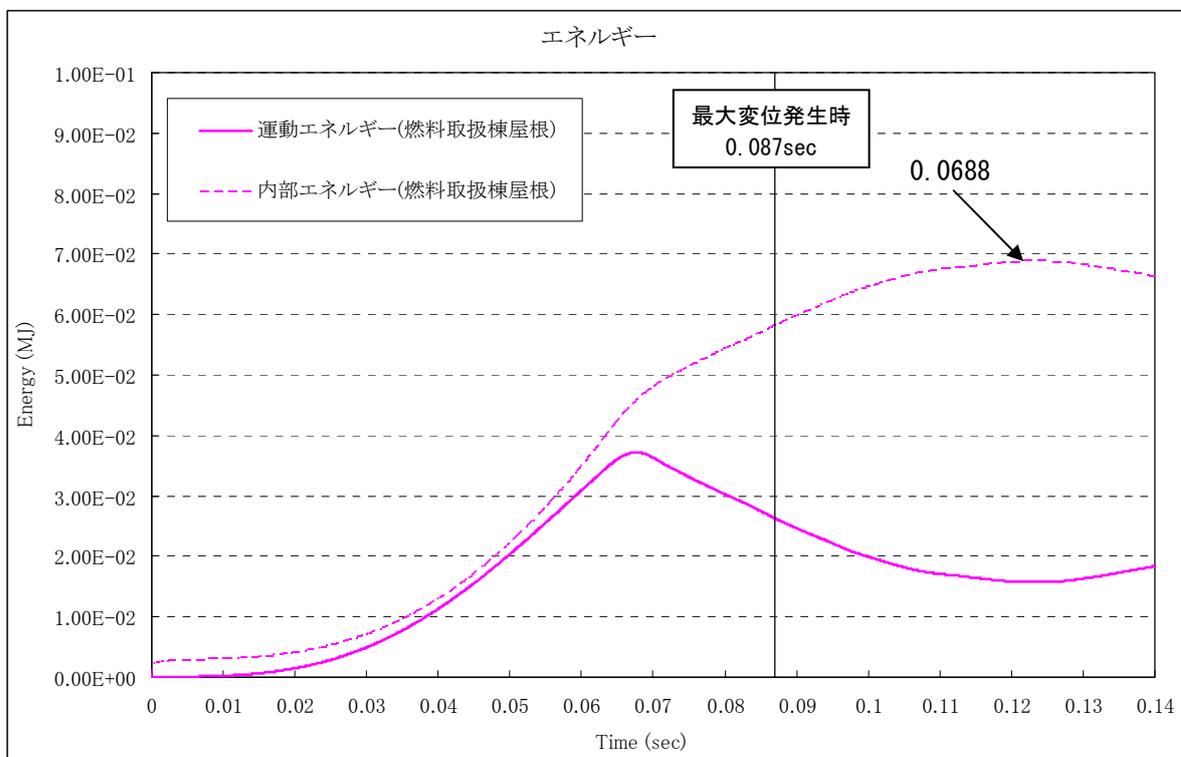
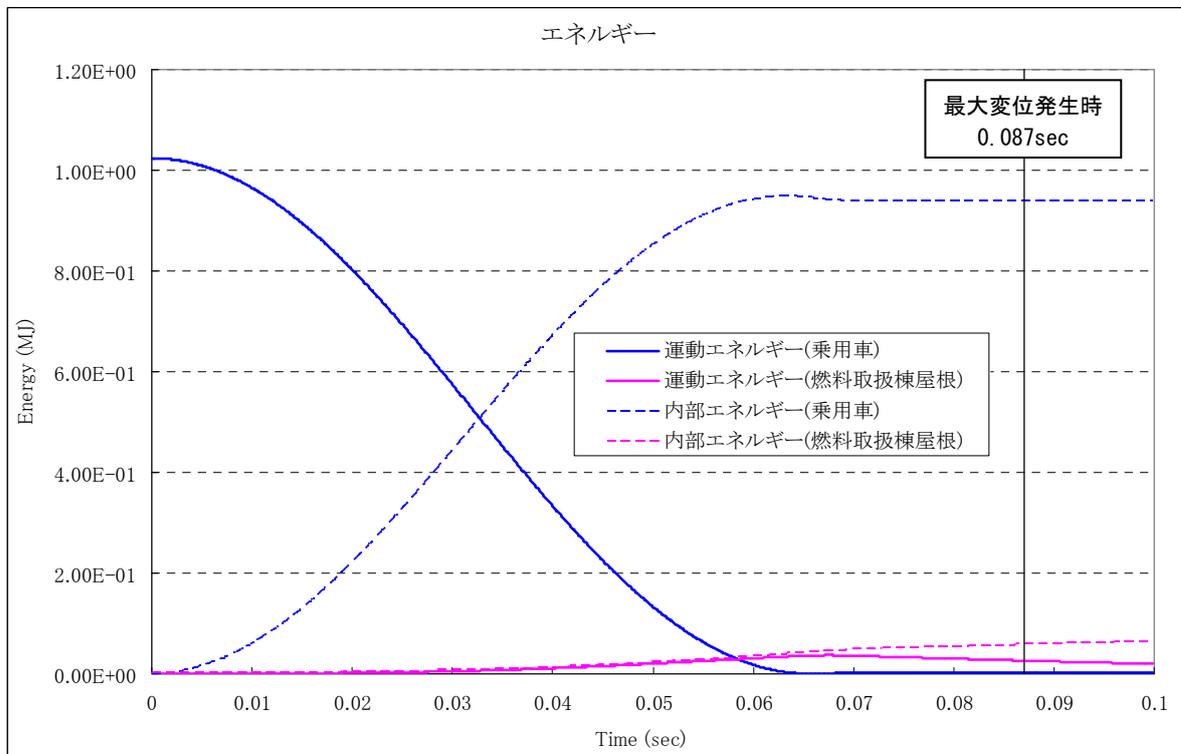


図 1. 15 衝突エネルギーの時刻歴推移

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 239MPa であり、引張強さ (270MPa) 以下であること、図 1.17 に示す最大塑性ひずみは 0.308% 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。

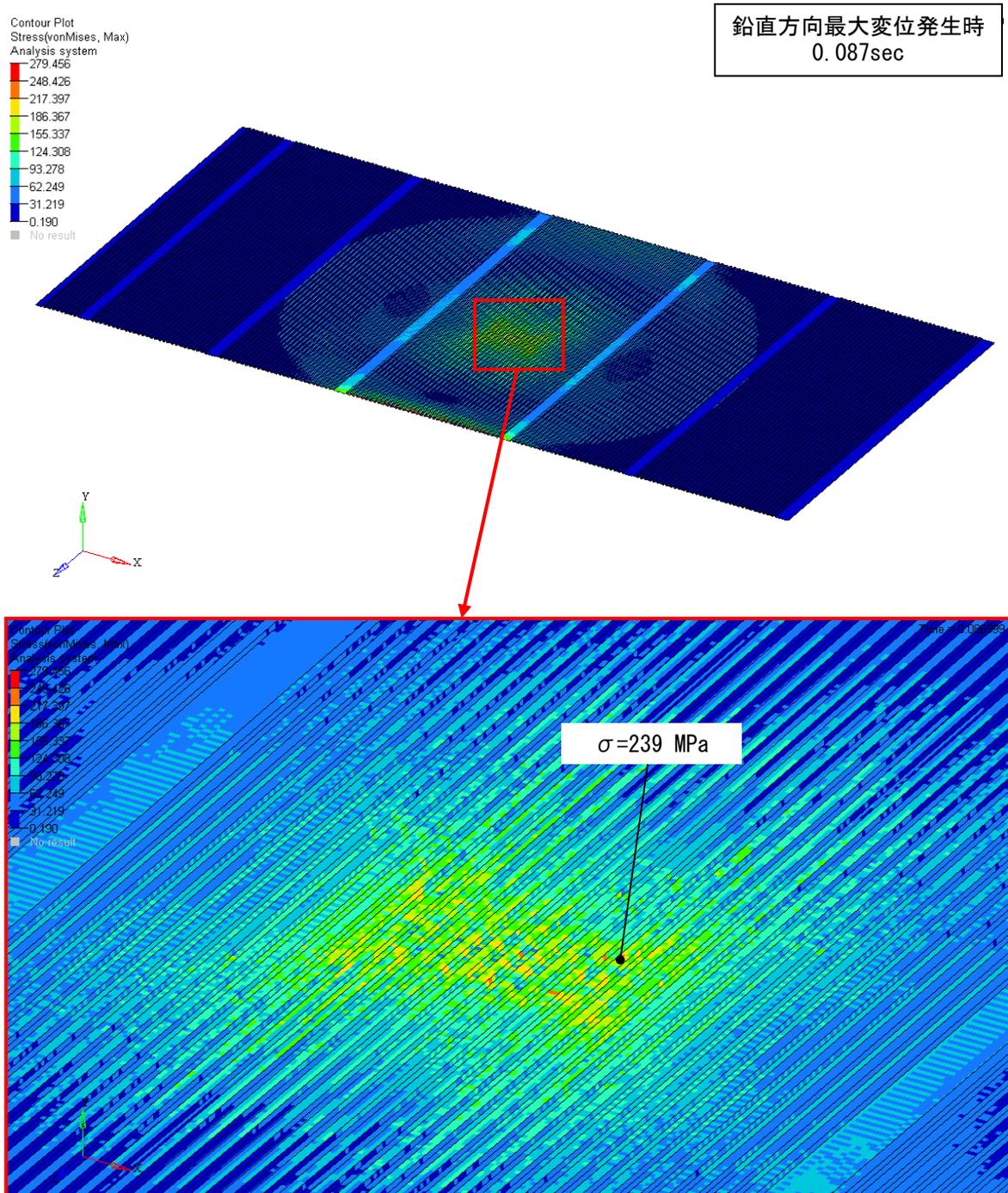


図 1. 16 デッキプレート鋼板の発生応力

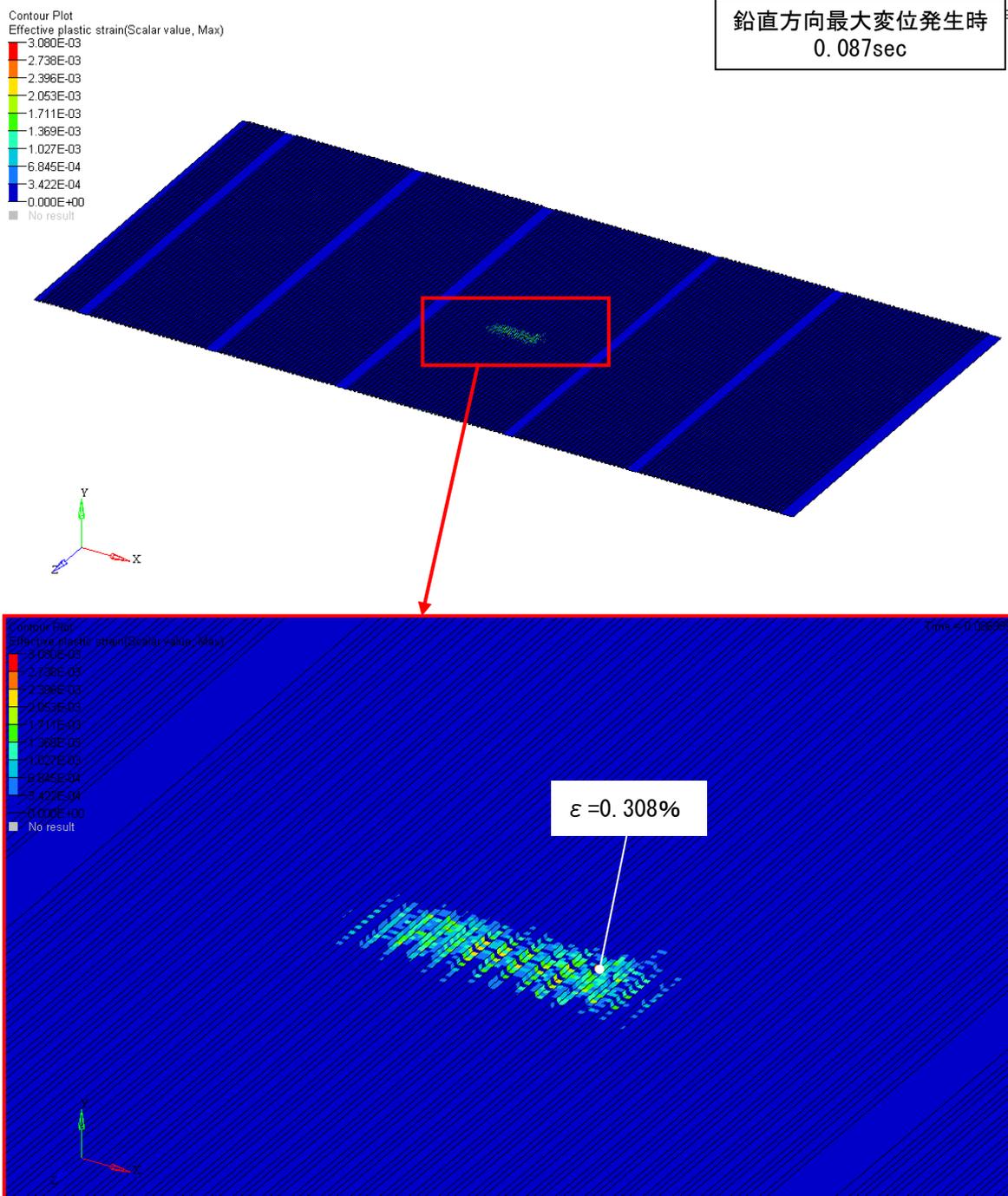


図1. 17 デッキプレート鋼板の相当塑性ひずみ

(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=100m/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

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=100m/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

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。

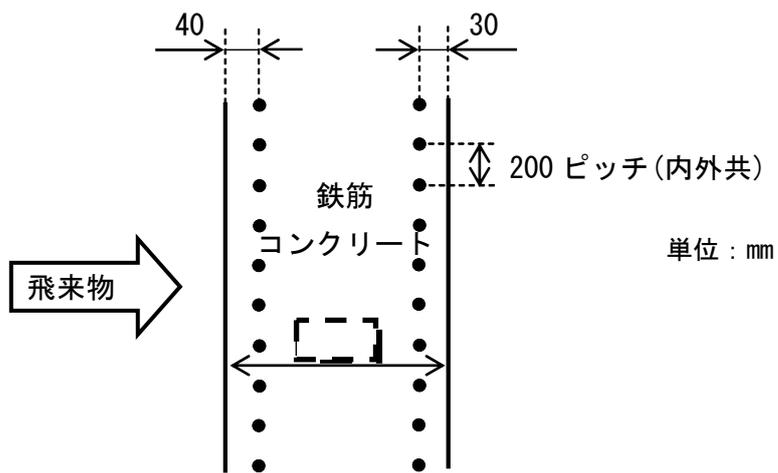


図 2. 1 燃料取扱棟腰壁構造図 (概要)

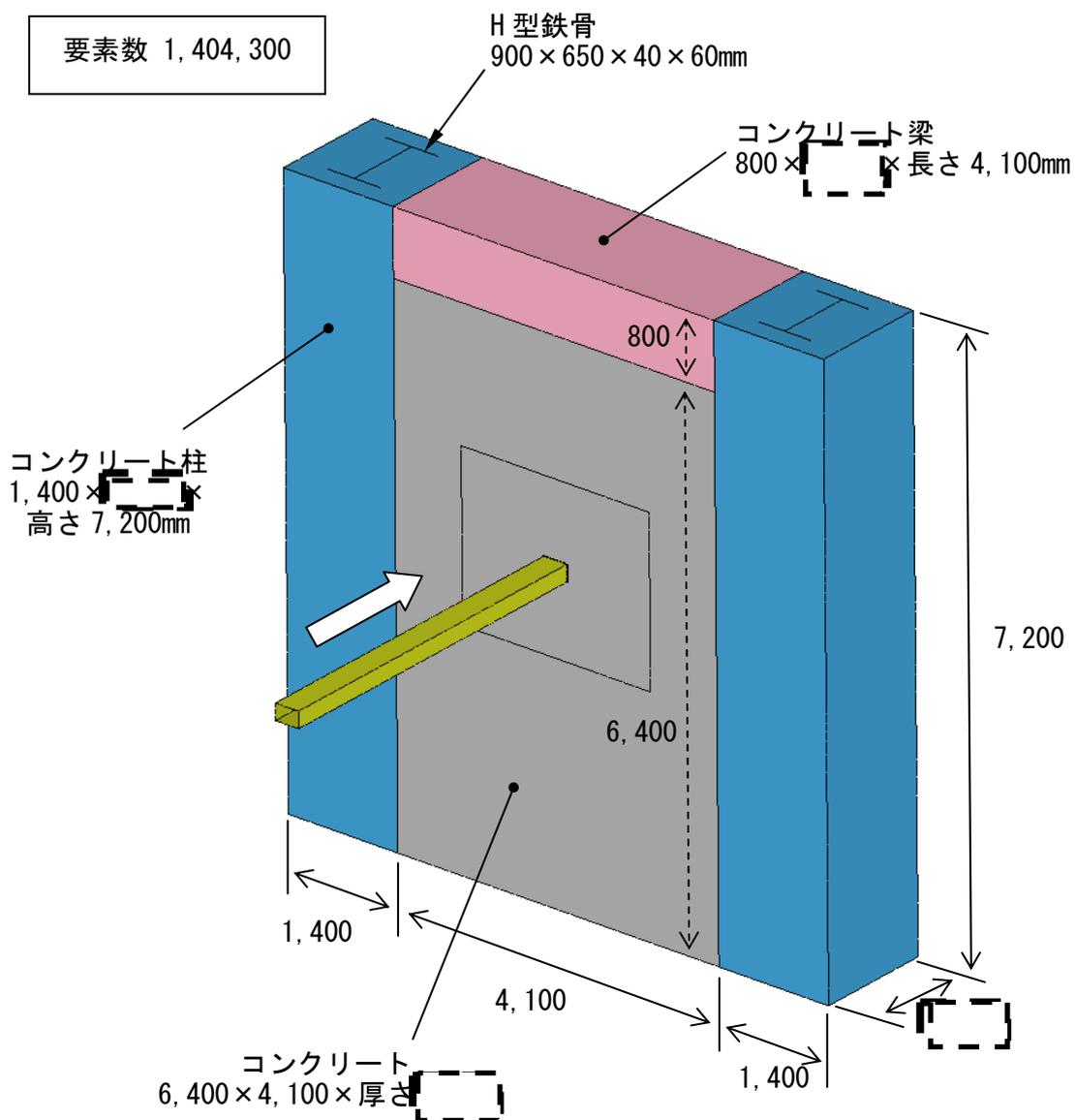


図 2. 2 解析モデル (概要)

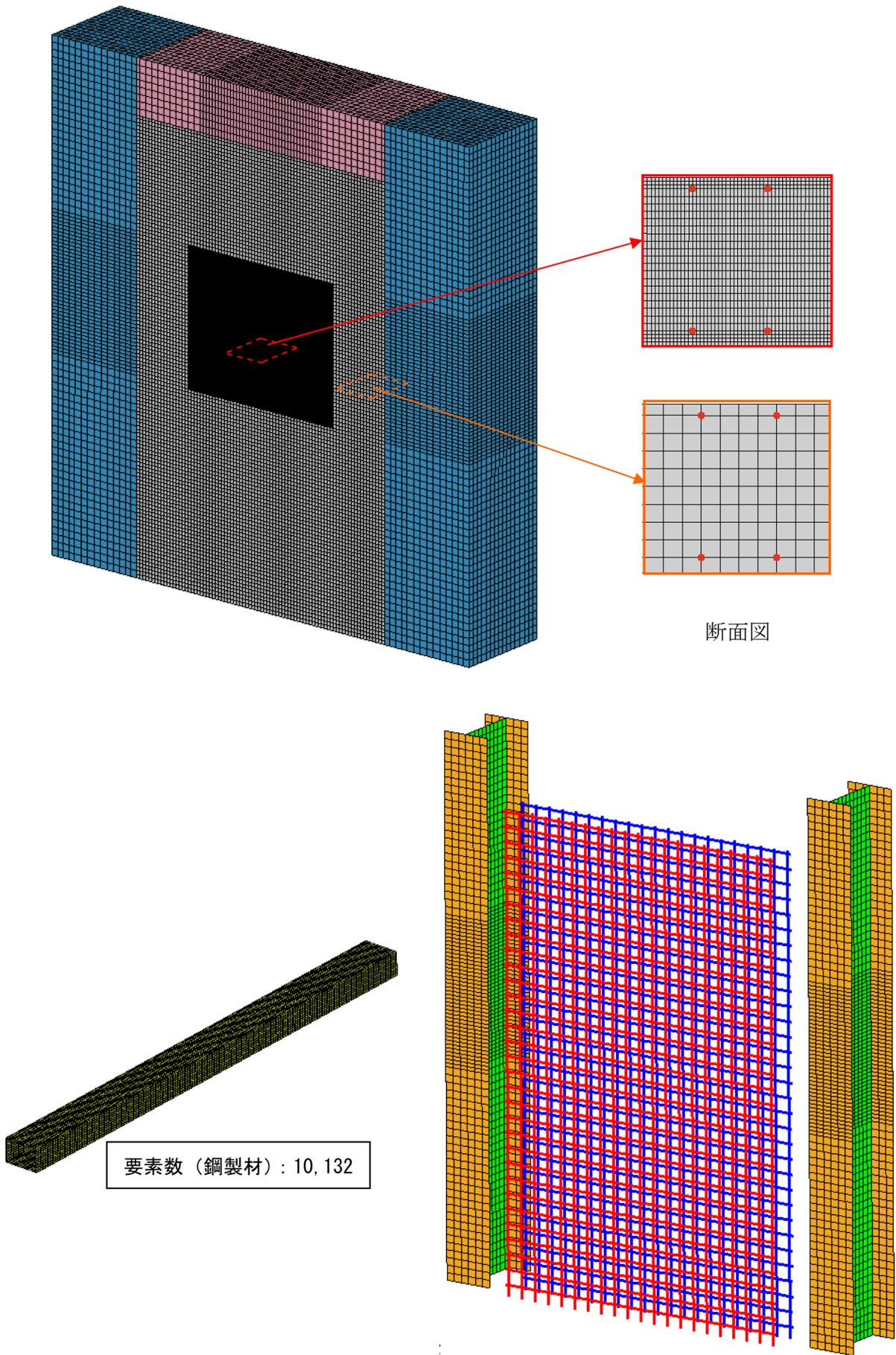


図 2. 3 解析モデル (詳細)

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 1.53kJ である。

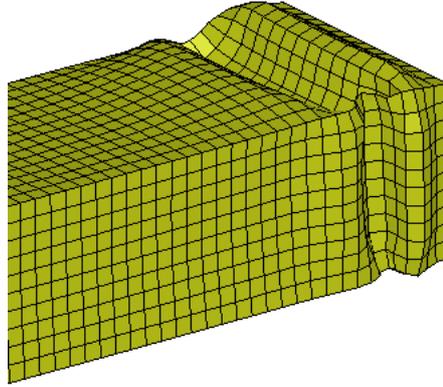


図 2. 4 衝突後の鋼製材変形図

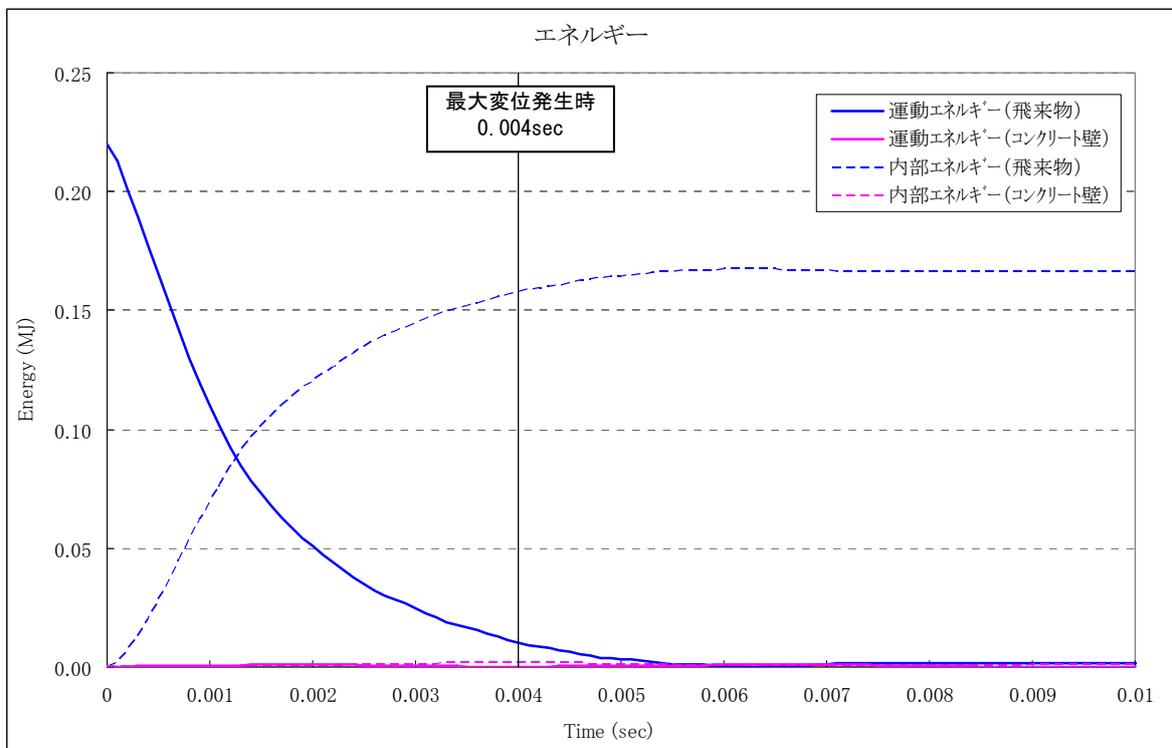


図 2. 5 衝突エネルギーの時刻歴推移

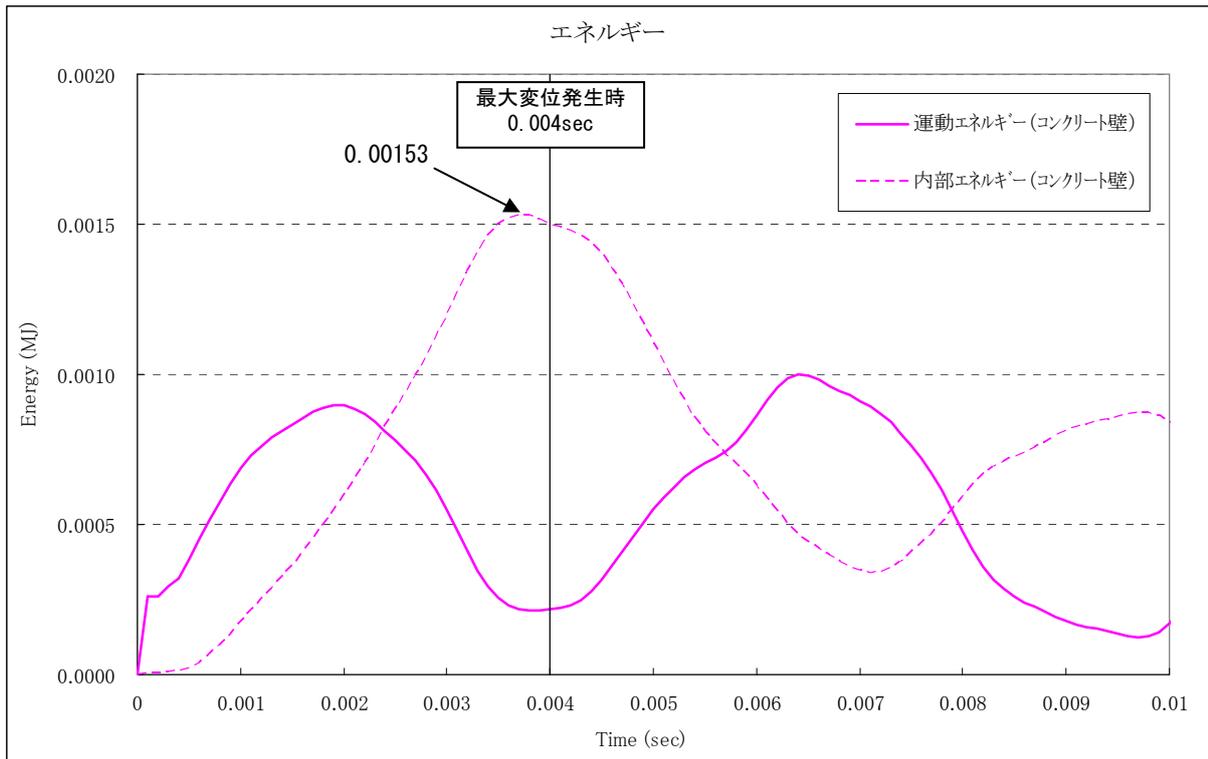


図 2. 6 衝突エネルギーの時刻歴推移(コンクリート壁)

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。

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

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

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

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 4.8m/s となる。

$$\frac{1}{2} \times M \times V^2 = \frac{1}{2} \times 135 \times V^2 = 1,530\text{J}$$

$$\Rightarrow V = 4.8\text{m/s}$$

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 4.8m/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。

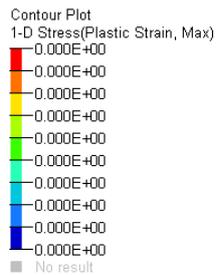
- ・裏面剥離厚さ：9 cm
- ・貫通厚さ：4 cm

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塑性ひずみは 0.001%未満であり、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、コンクリートがシエ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。

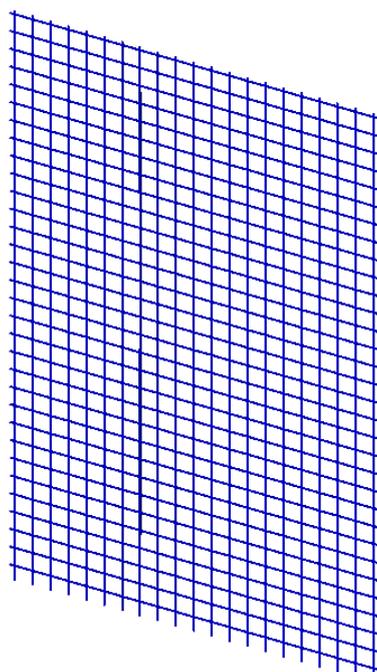
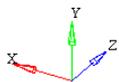
(参考文献 1)

「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塑性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。

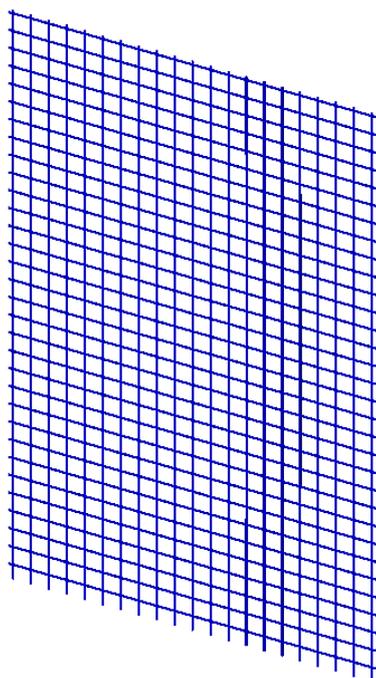
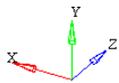
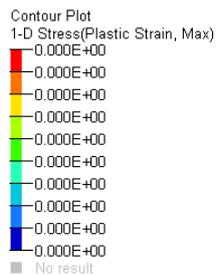


水平方向最大変位発生時
0.0040sec



$\epsilon < 0.001\%$

外側



$\epsilon < 0.001\%$

内側

図 2. 7 鉄筋の相当塑性ひずみ

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]

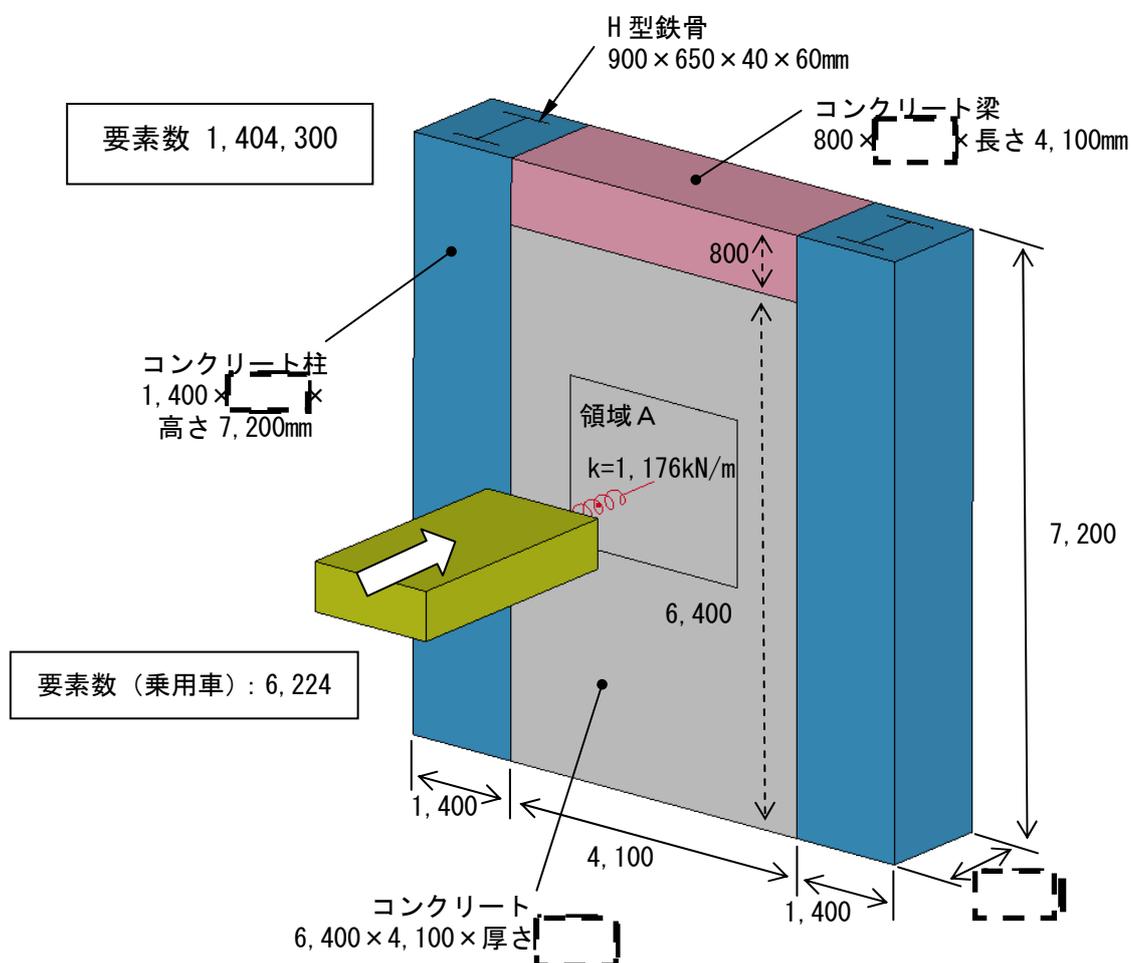


図 2.8 解析モデル (概要)

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 0.416kJ である。

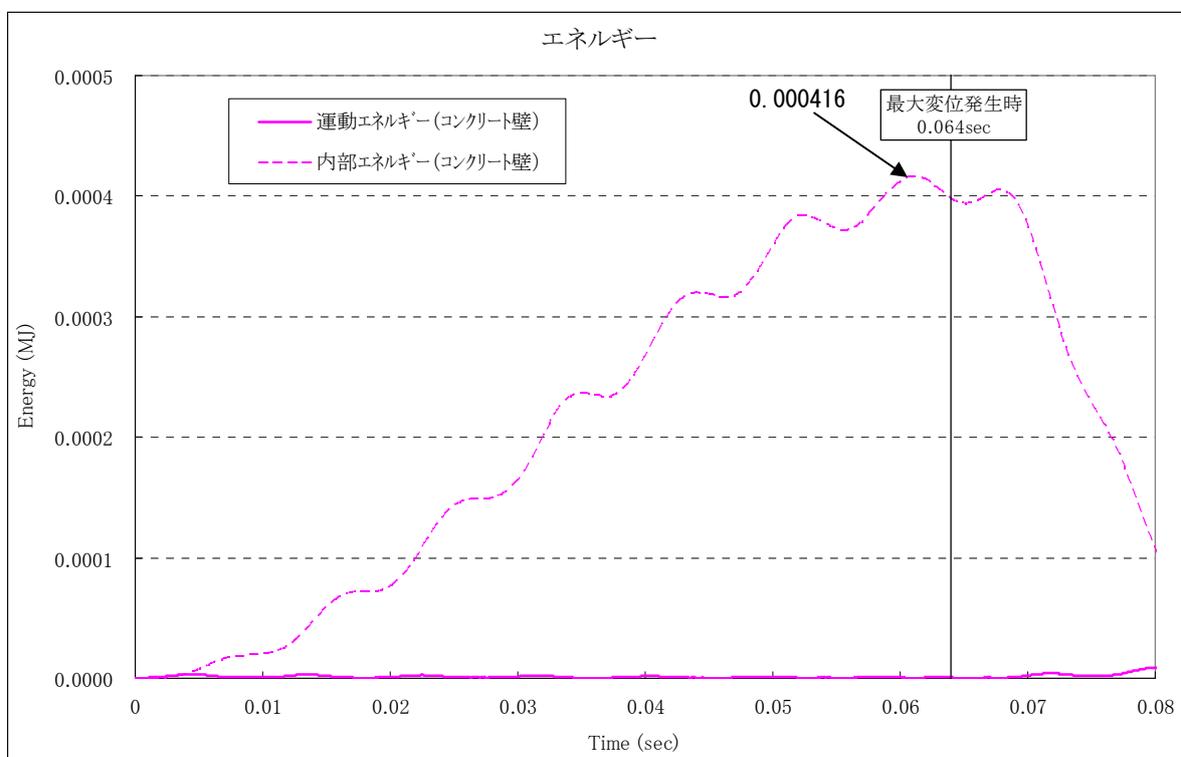
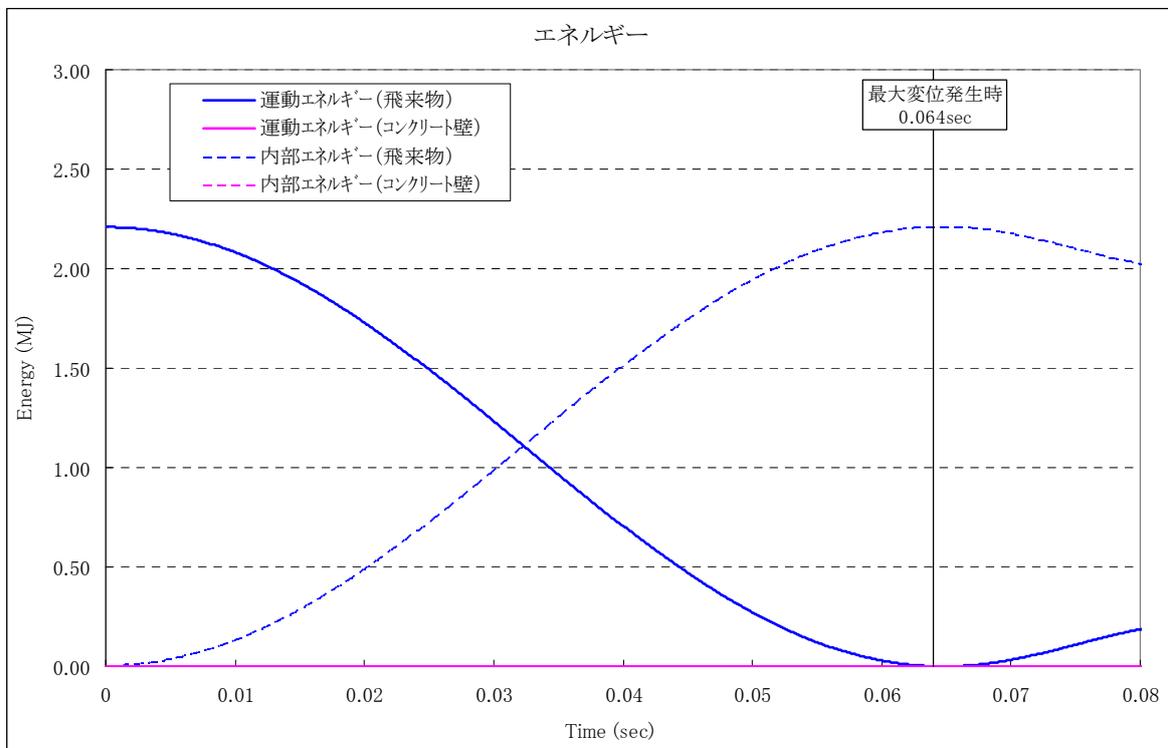


図 2. 9 衝突エネルギーの時刻歴推移

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 0.6m/s となる。

$$\frac{1}{2} \times M \times V^2 = \frac{1}{2} \times 2,000 \times V^2 = 416J$$

$$\Rightarrow V = 0.6m/s$$

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 0.6m/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。

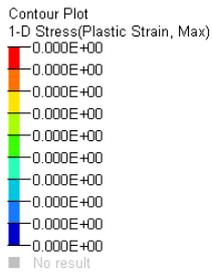
- ・裏面剥離厚さ：4 cm
- ・貫通厚さ：1 cm

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塑性ひずみは 0.001% 未満であり、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。

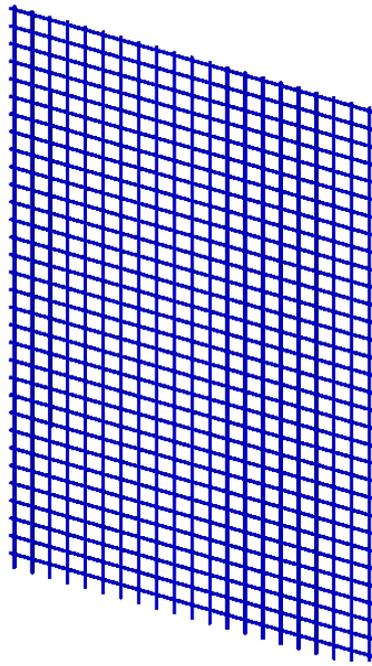
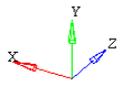
(参考文献 1)

「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塑性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。

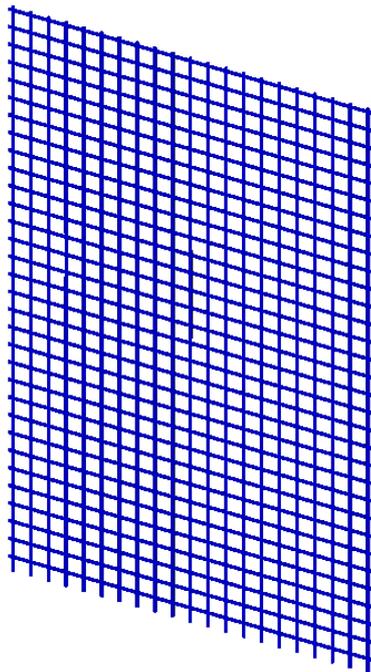
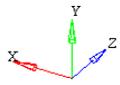
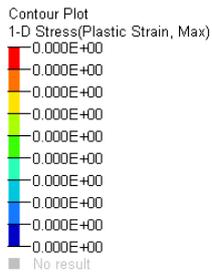


水平方向最大変位発生時
0.064sec



$\epsilon < 0.001\%$

外側



$\epsilon < 0.001\%$

内側

図 2. 10 鉄筋の相当塑性ひずみ

(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がないことを確認した。

3. 原子炉補助建屋屋根評価

(1) 設計飛来物

設計飛来物は、表 3.1 に示すように、鋼製材、乗用車、鋼製パイプの 3 種類である。

原子炉補助建屋屋根の評価のため、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 3. 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

(2) 衝突評価

a. 鋼製材衝突

原子炉補助建屋屋根に表 3.2 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 3. 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)
原子炉補助 建屋屋根	鋼製材	長さ 4,200×幅 300× 奥行 200×板厚 5	135	38	98

①解析方法

衝突面は、300mm×200mm の長方形面とする。

図 3.1 に示すように、原子炉補助建屋屋根は、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、原子炉補助建屋の鉄骨構造物に支えられている。

原子炉補助建屋屋根の解析モデル（概要）を図 3.2 に、鉄筋、デッキプレート鋼板、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 3.3～図 3.5 に示す。

コンクリート、鉄筋コンクリートはソリッド要素、鉄筋にはビーム要素を、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、材料は SS400 とし弾塑性体とした。

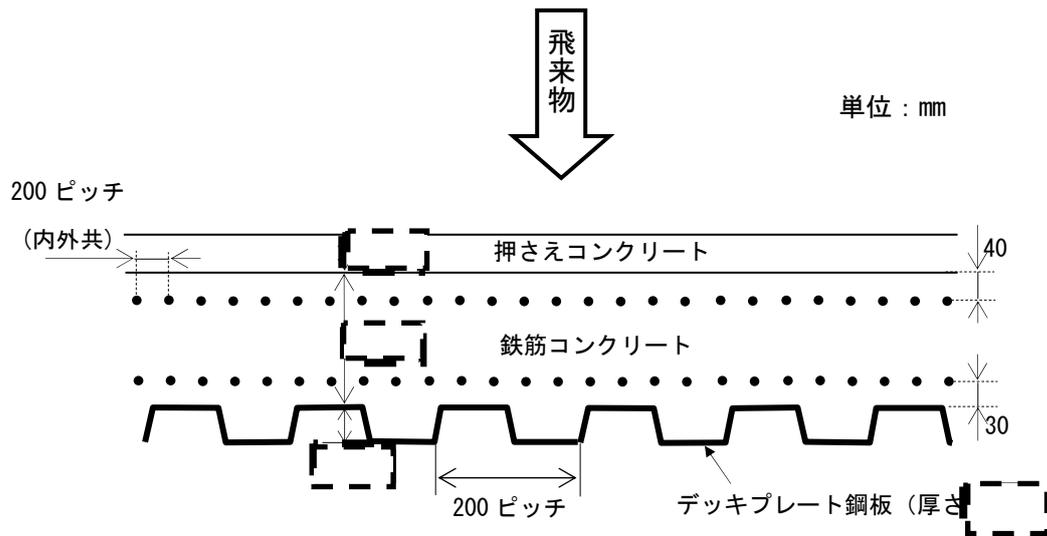


図 3. 1 原子炉補助建屋屋根構造図 (概要)

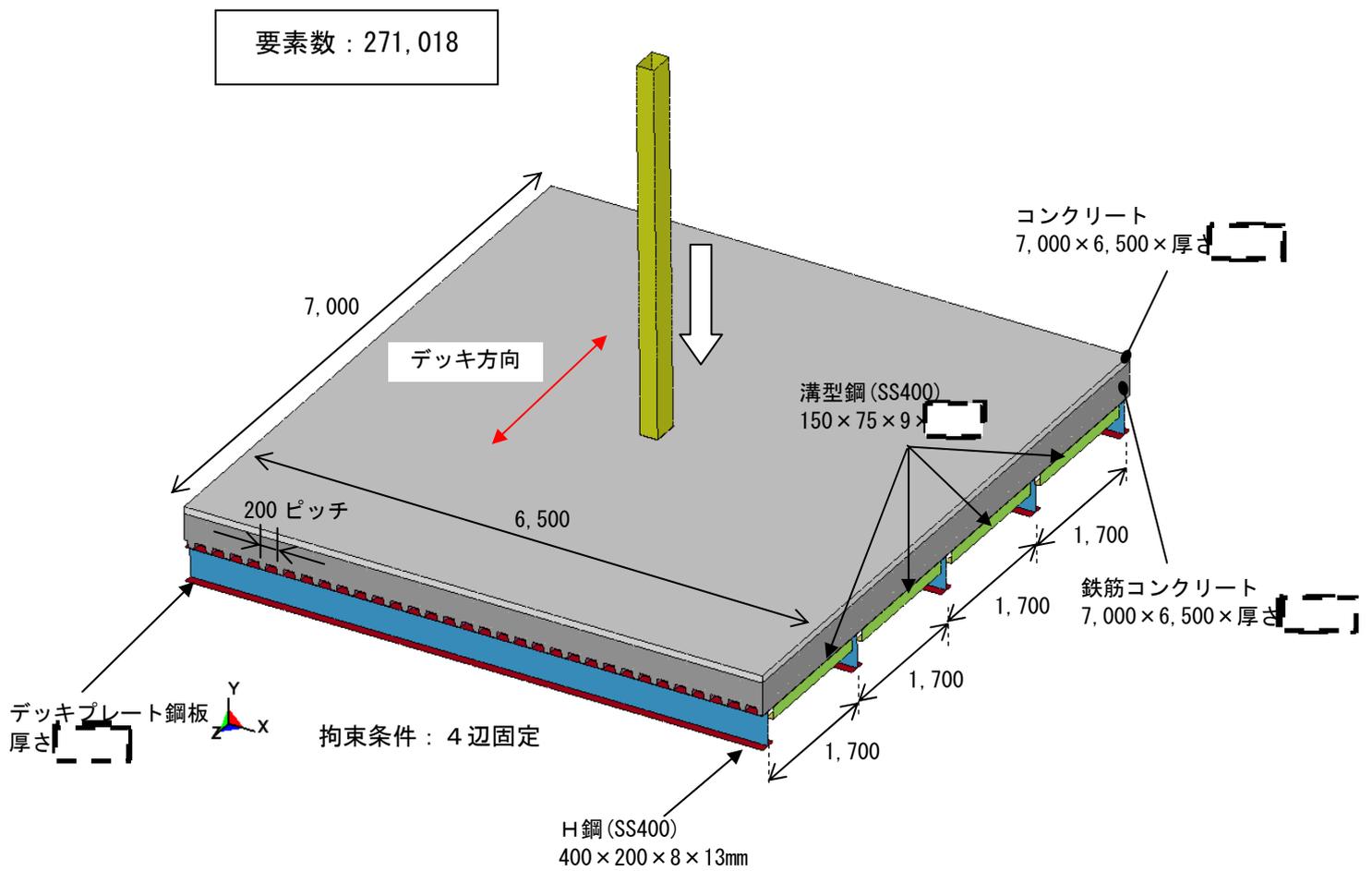


図 3. 2 解析モデル (概要)

要素数 : 271,018

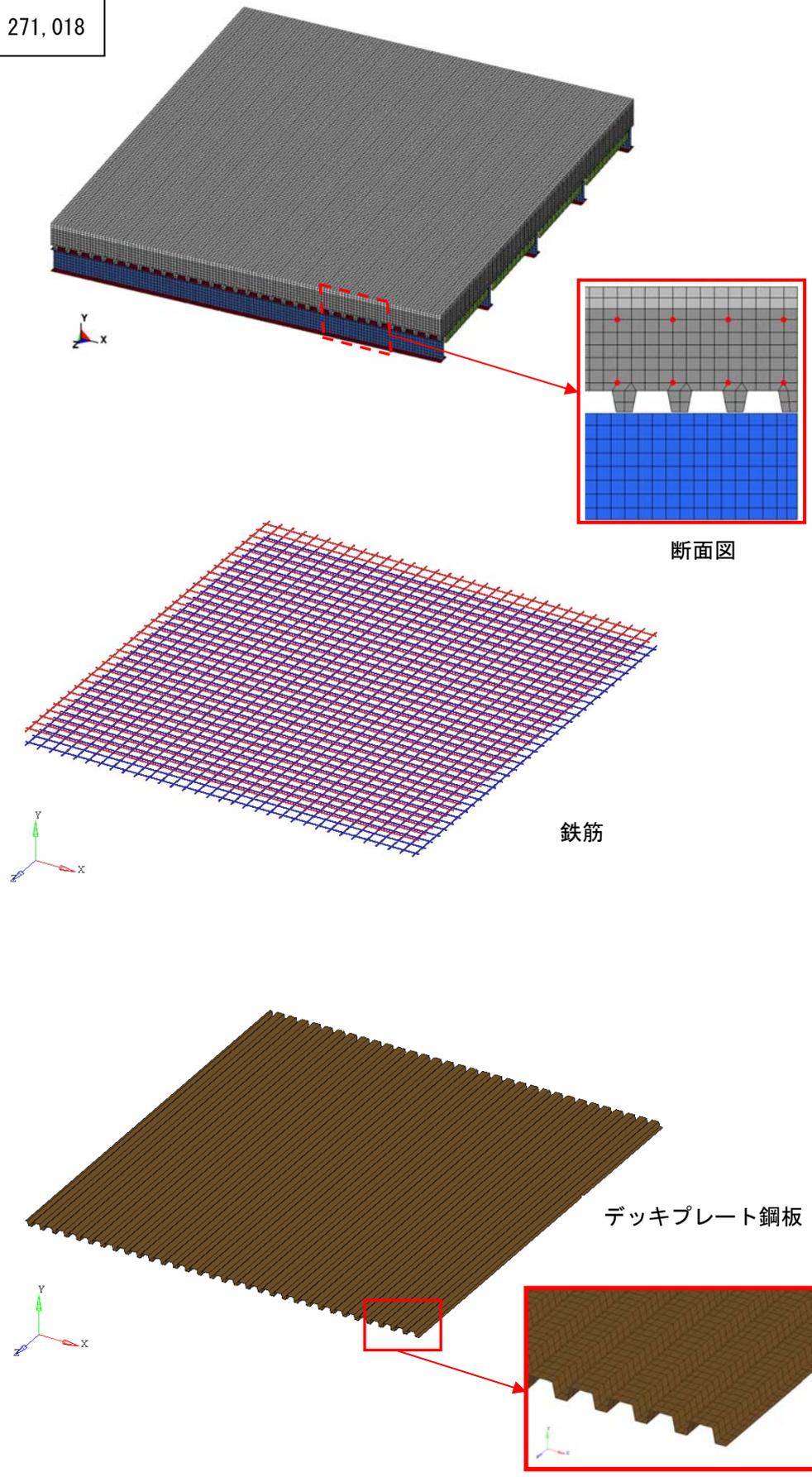
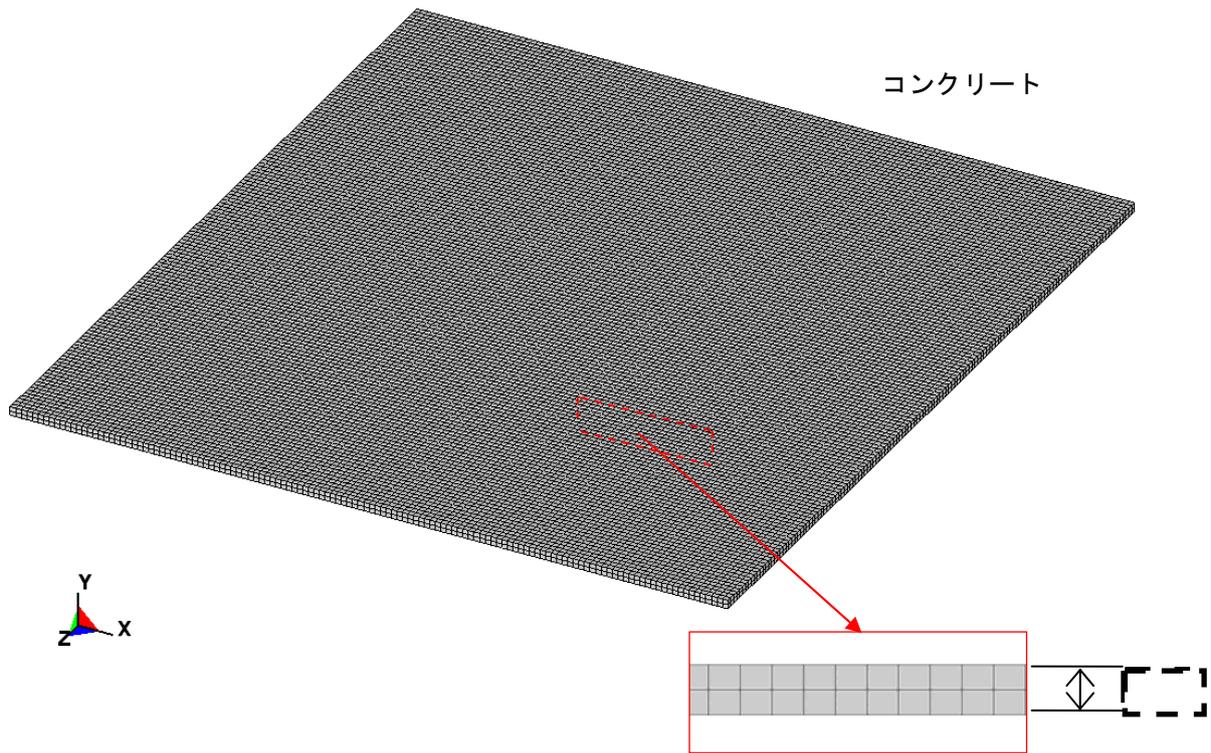


図 3. 3 解析モデル（鉄筋、デッキプレート鋼板）



単位 : mm

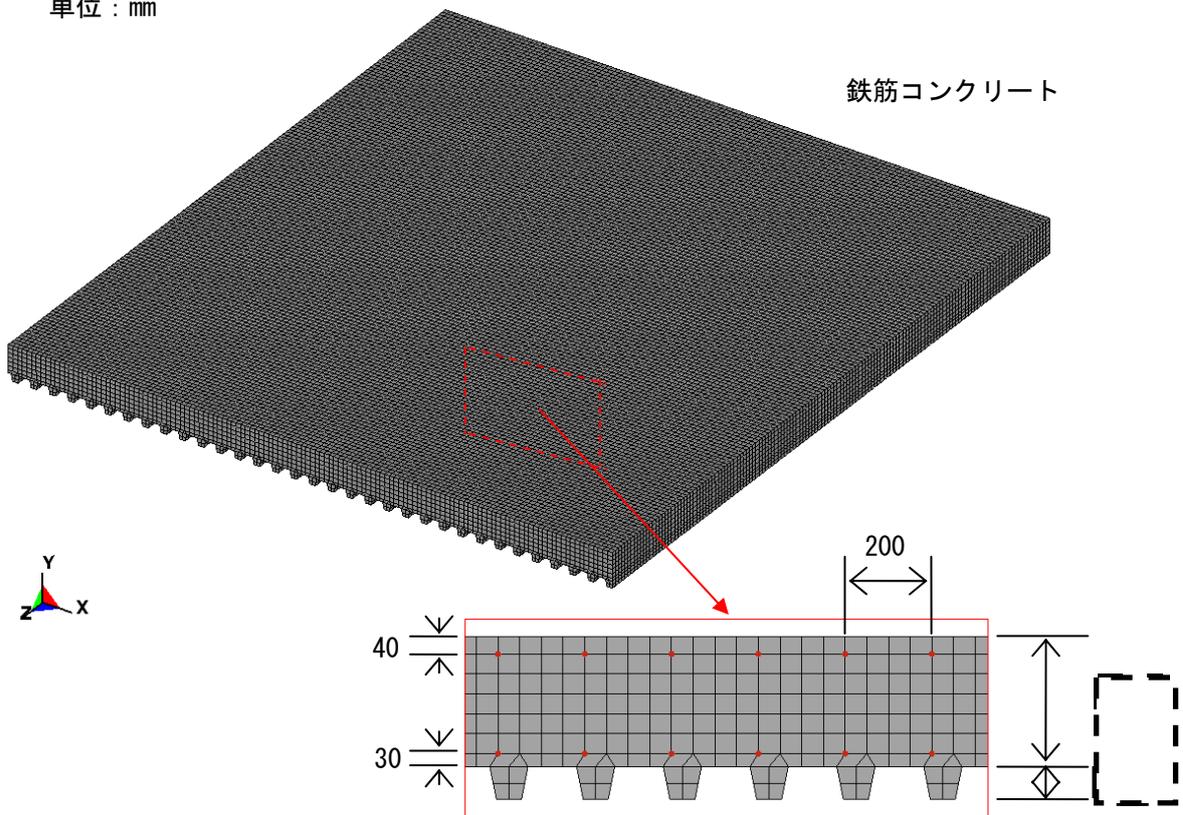
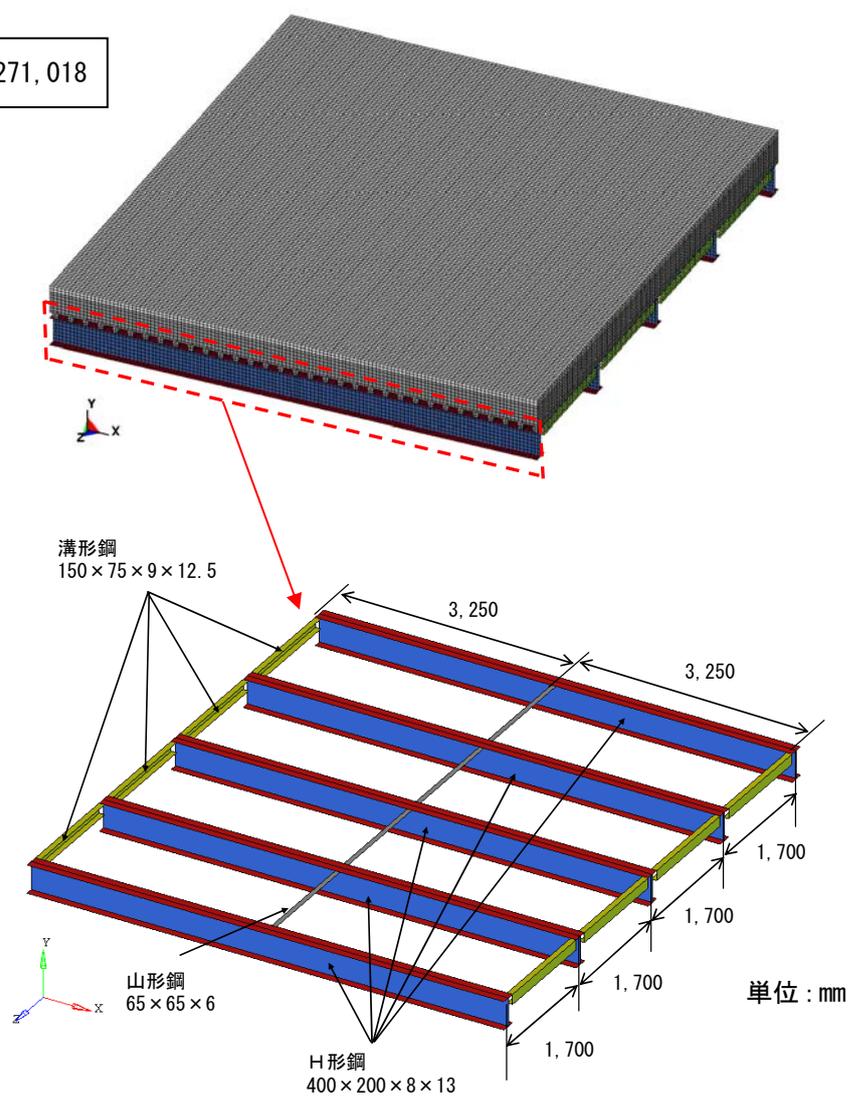


図3. 4 解析モデル (コンクリート、鉄筋コンクリート)

要素数 : 271,018



要素数 (鋼製材) : 10,132



図 3. 5 解析モデル (鉄骨構造物、鋼製材)

②解析結果

図 3.6 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 3.7 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 3.8 に示すように、原子炉補助建屋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 5.13kJ である。

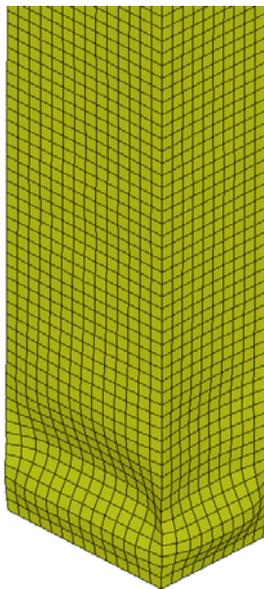


図 3. 6 衝突後の鋼製材変形図

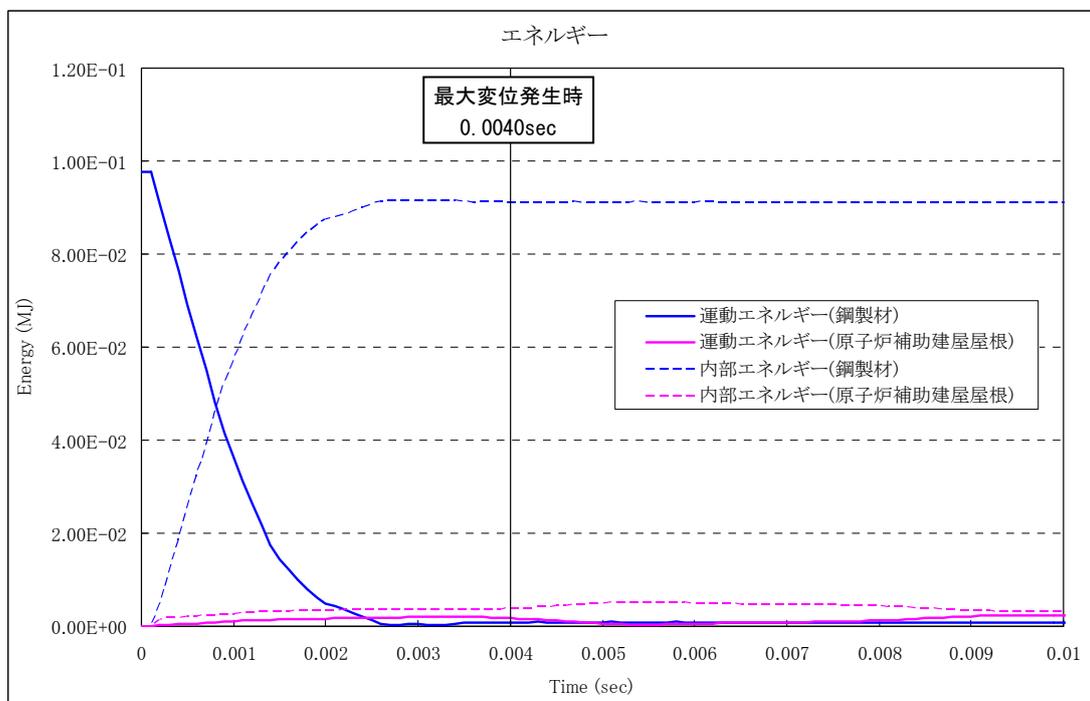


図 3. 7 衝突エネルギーの時刻歴推移

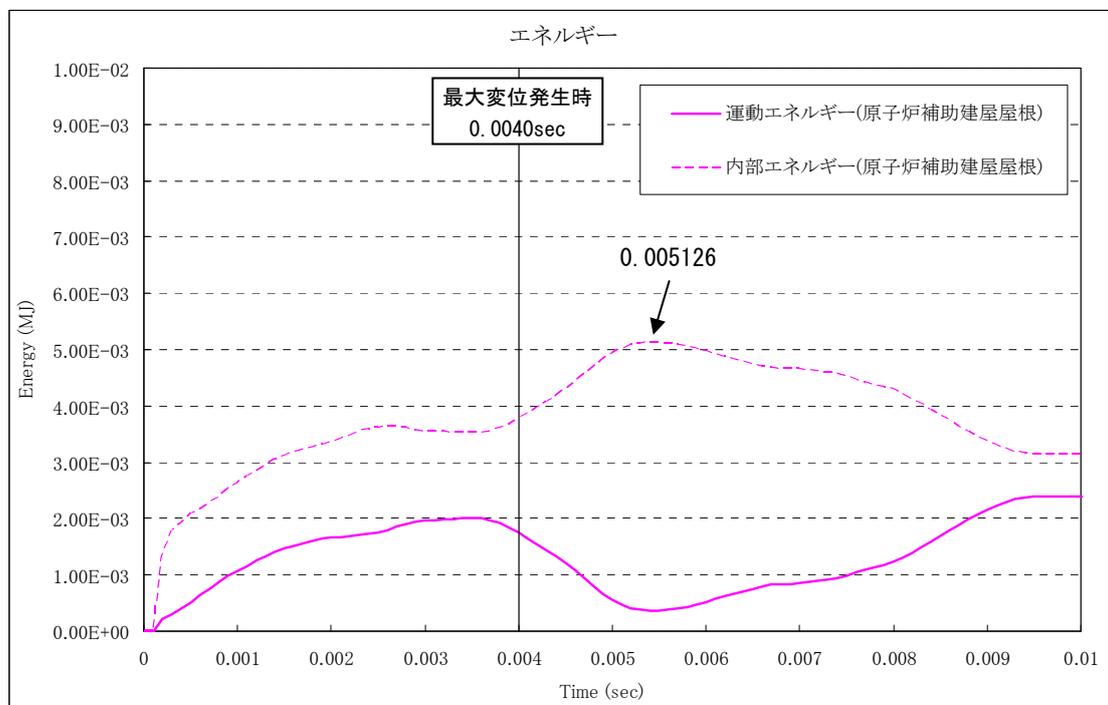


図 3. 8 衝突エネルギーの時刻歴推移 (原子炉補助建屋屋根)

鉄筋コンクリート下面にあるデッキプレート鋼板は、図 3.9 に示す最大発生応力が 135MPa であり降伏応力 (205MPa) 以下であること、図 3.10 に示す最大塑性ひずみは 0.001%未満であり弾性範囲内であることから、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デッキプレート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。

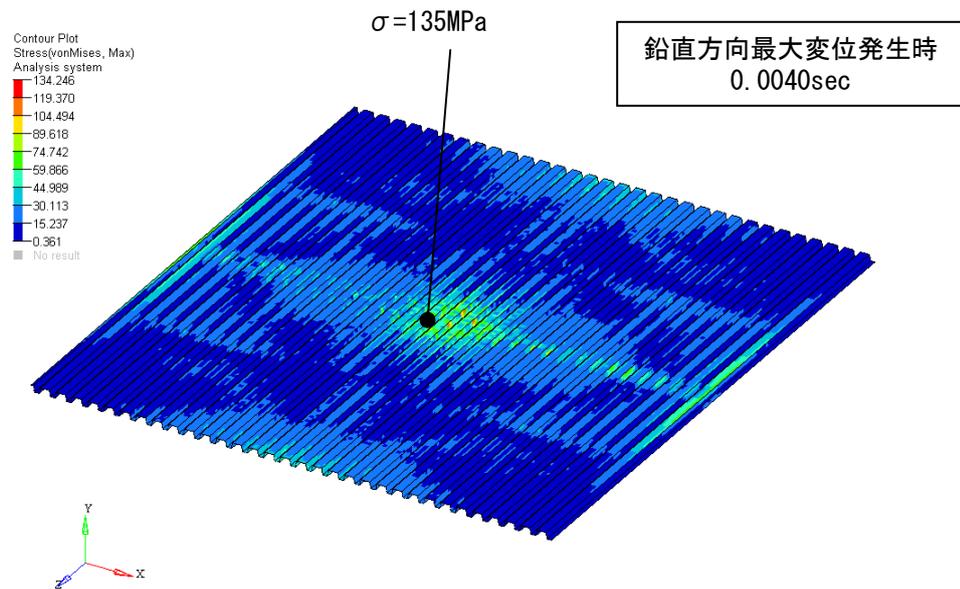


図 3. 9 デッキプレート鋼板の発生応力

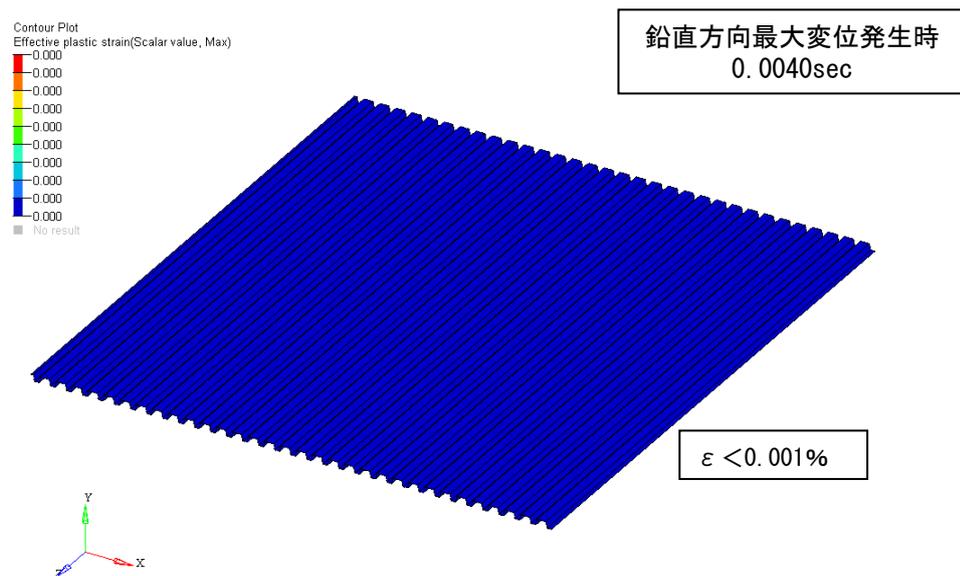


図 3. 10 デッキプレート鋼板の相当塑性ひずみ

b. 乗用車衝突

原子炉補助建屋屋根に表 3.3 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 3.3 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)	最大鉛直速度 (m/s)	エネルギー (kJ)
原子炉補助 建屋屋根	乗用車	長さ 4,600×幅 1,600 ×奥行 1,400	2,000	32	1,024

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。

原子炉補助建屋屋根の解析モデルは、鋼製材衝突のケースと同様とする。原子炉補助建屋屋根の解析モデル（概要）を図 3.11 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 〕

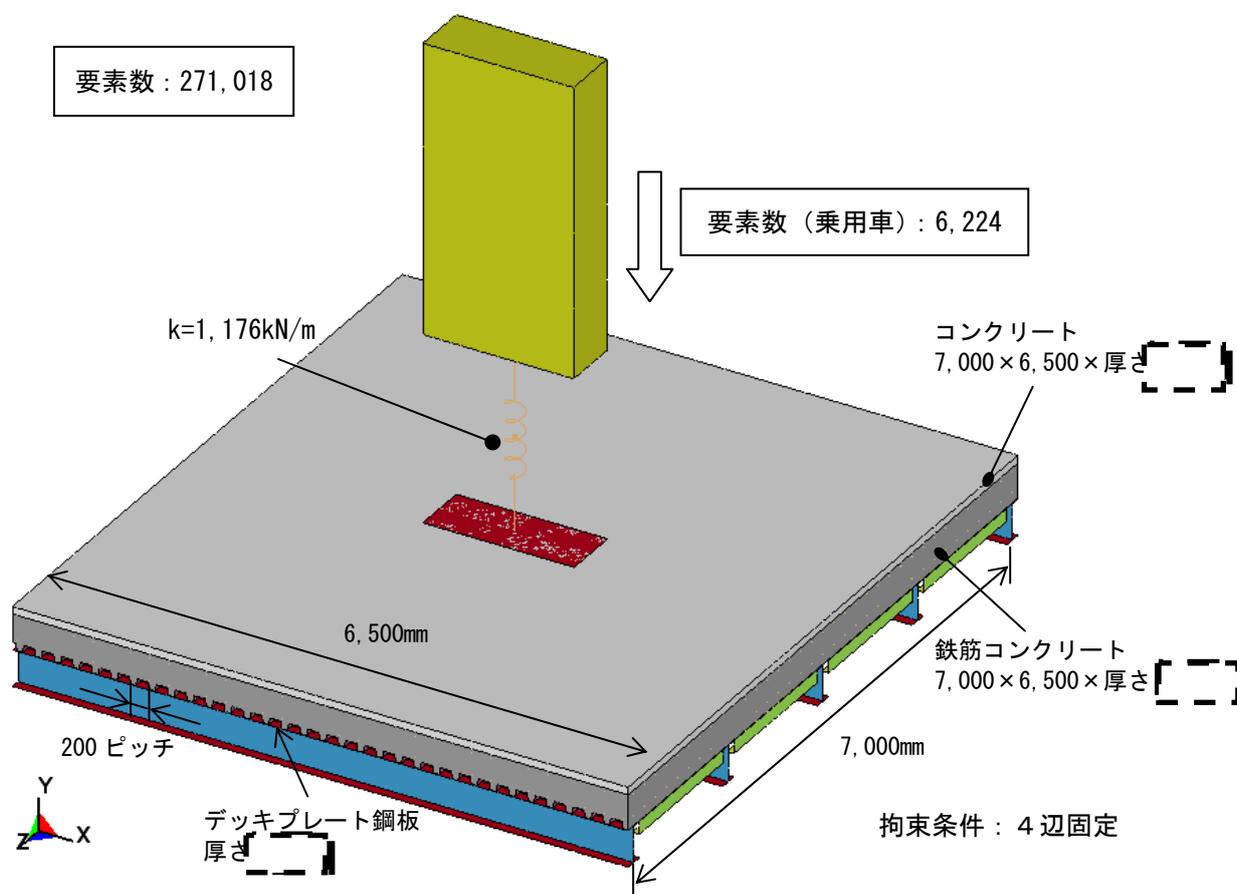


図 3.11 解析モデル（概要）

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 3.12 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。原子炉補助建屋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 1.73kJ である。

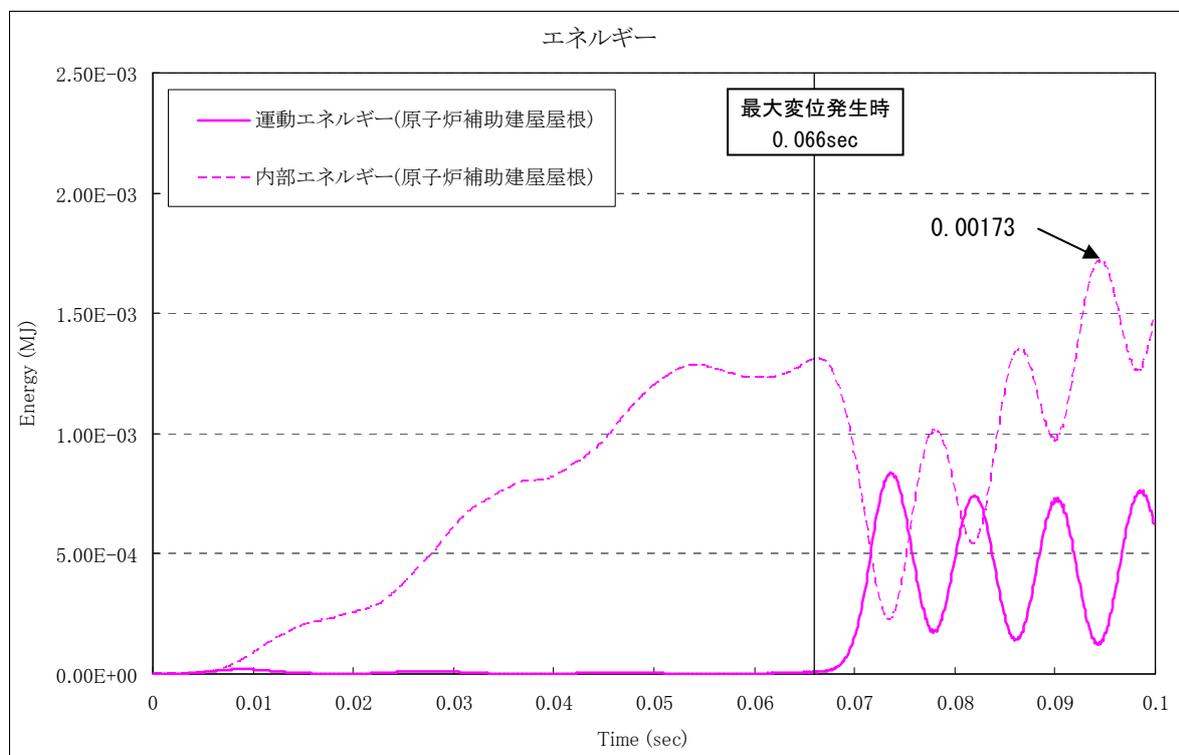
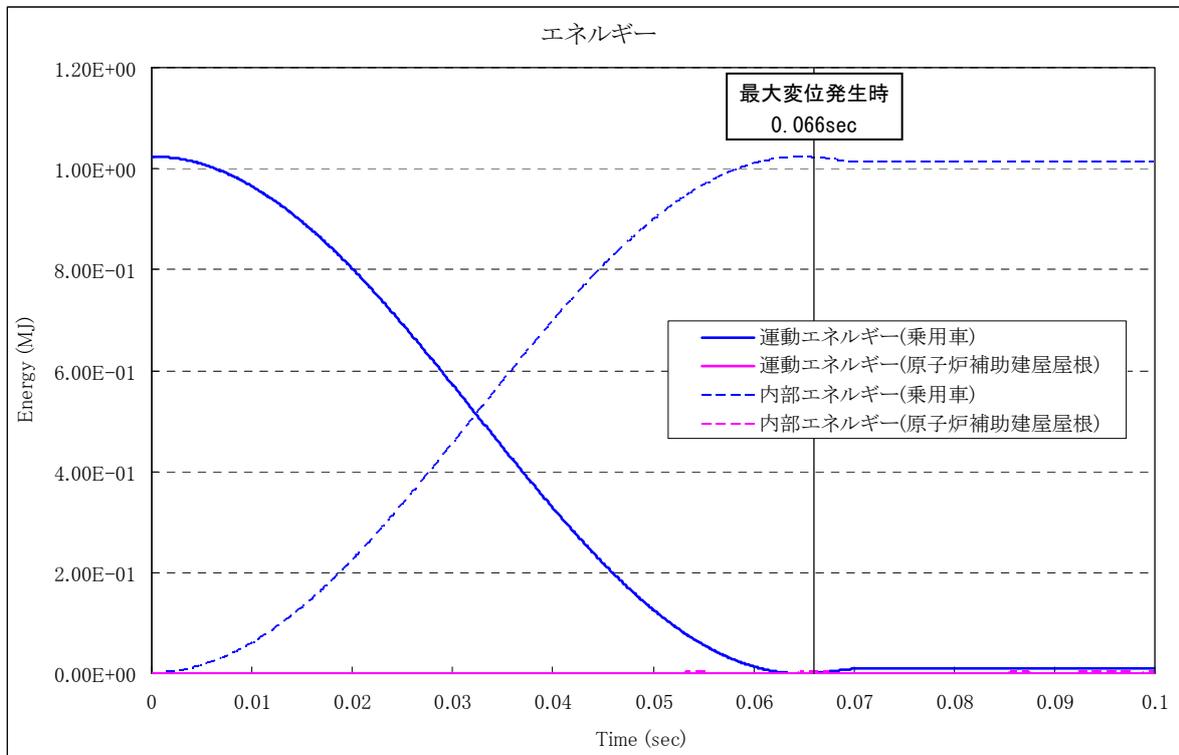


図 3. 1 2 衝突エネルギーの時刻歴推移

鉄筋コンクリート下面にあるデッキプレート鋼板は、図 3.13 に示す最大発生応力が 68MPa であり降伏応力 (205MPa) 以下であること、図 3.14 に示す最大塑性ひずみは 0.001% 未満であり弾性範囲内であることから、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デッキプレート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。

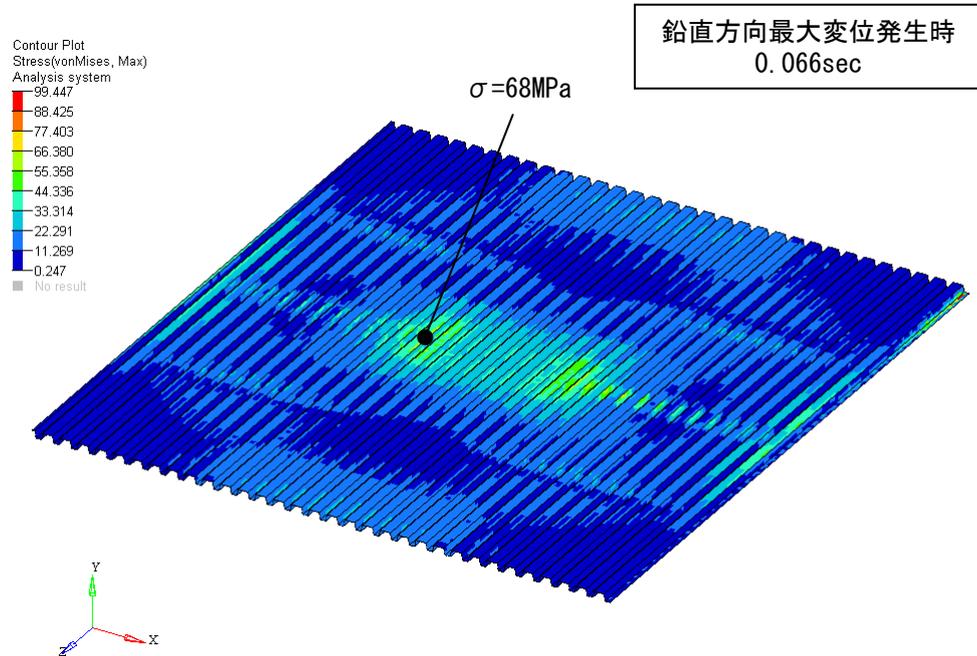


図 3. 13 デッキプレート鋼板の発生応力

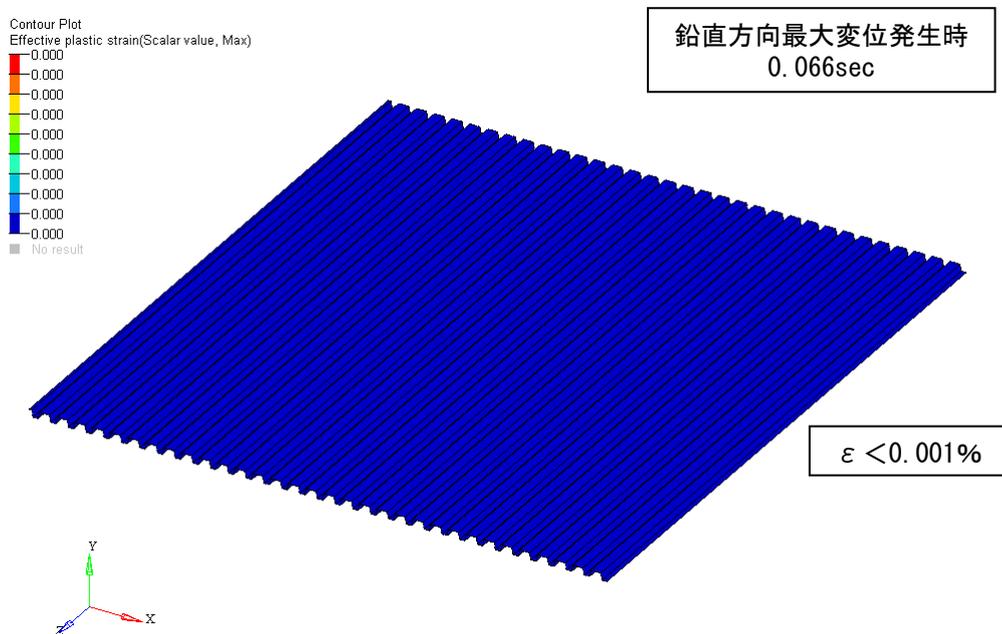


図 3. 14 デッキプレート鋼板の相当塑性ひずみ

(3) まとめ

以上の衝突評価により、設計飛来物が原子炉補助建屋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。

4. 原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋評価（屋根）

（1）設計飛来物

設計飛来物は、表 4.1 に示すように、鋼製材、乗用車、鋼製パイプの 3 種類である。

原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（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 4. 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

（2）衝突評価

a. 鋼製材衝突

原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（屋根）に表 4.2 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 4. 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)
塔屋（屋根）	鋼製材	長さ 4,200×幅 300× 奥行 200×板厚 5	135	38	98

①解析方法

衝突面は、300mm×200mm の長方形面とする。

図 4.1 に原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋の概要図を示す。

図 4.2 に示すように、原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（屋根）は、押さえコンクリート、鉄筋コンクリートで構成されている。

原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（屋根）の解析モデル（概要）を図 4.3 に、押さえコンクリート、鉄筋コンクリート及び鉄筋等の解析モデル（詳細）図 4.4, 図 4.5 に示す。

押さえコンクリート、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、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。

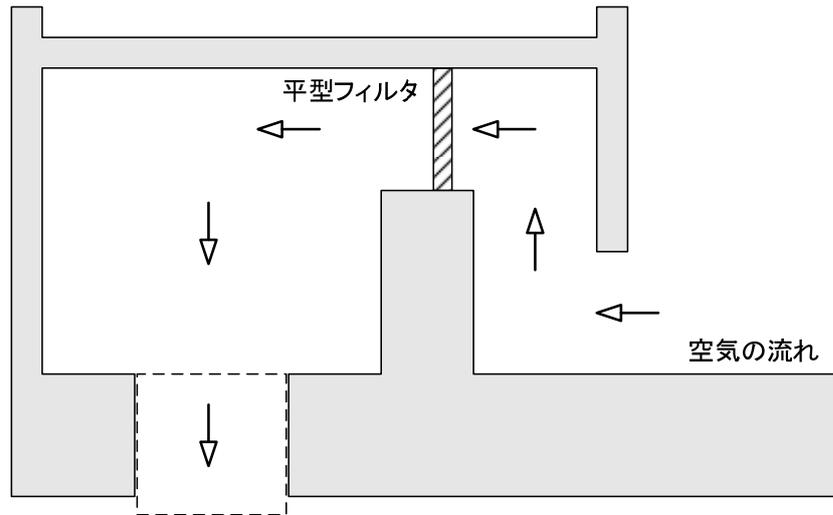


図 4. 1 原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋 概要図

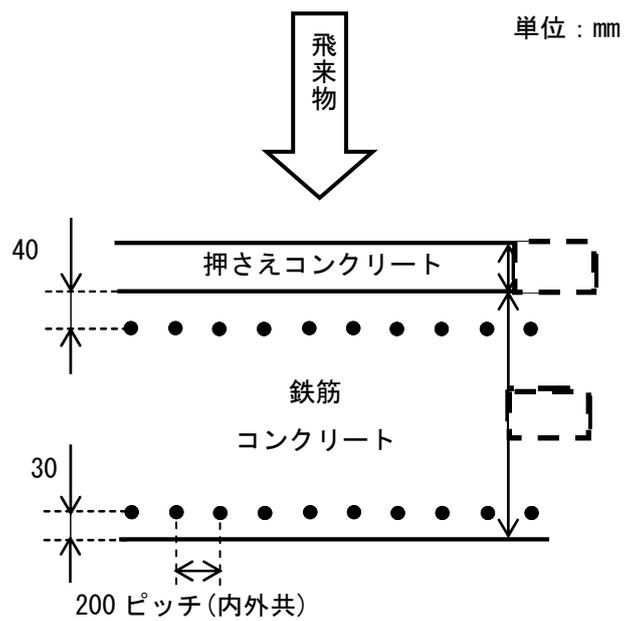


図 4. 2 原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋(屋根)構造図 (概要)

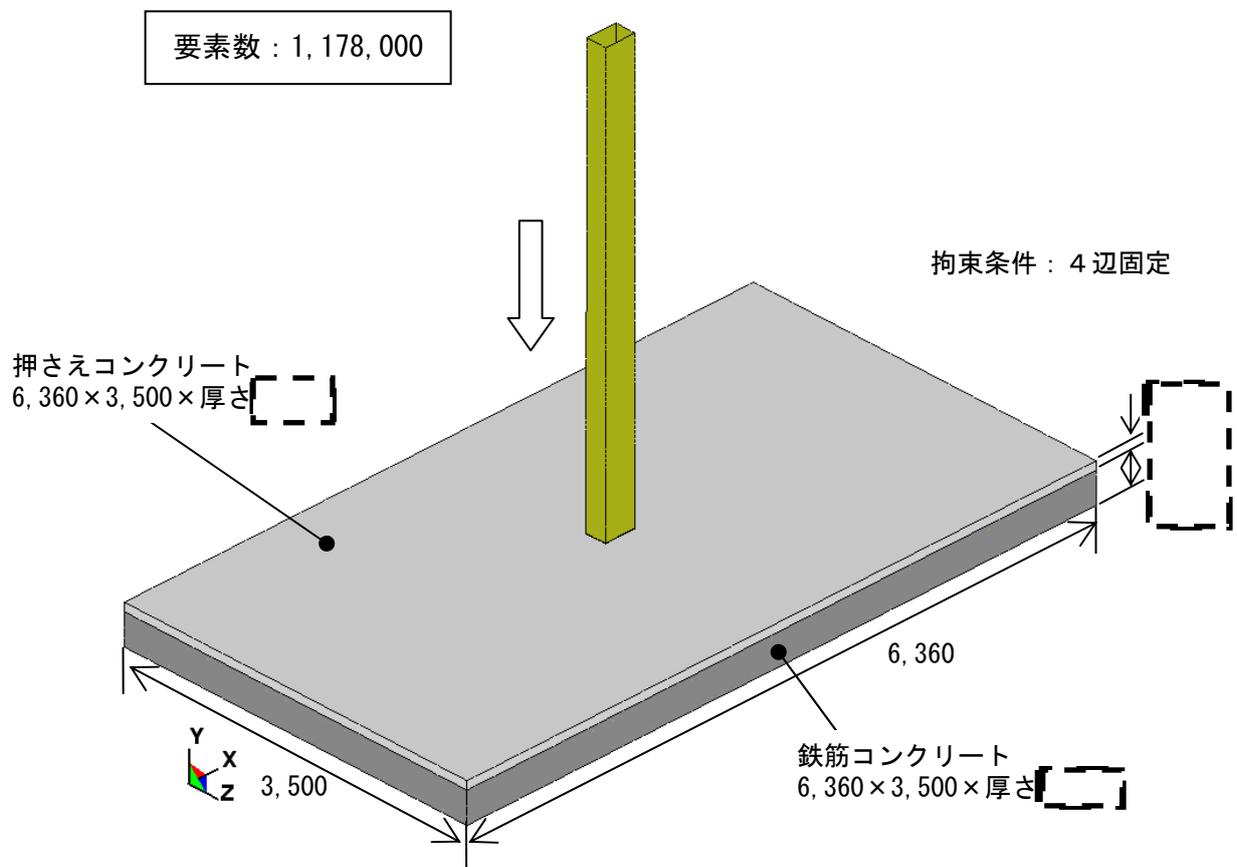


図4. 3 解析モデル (概要)

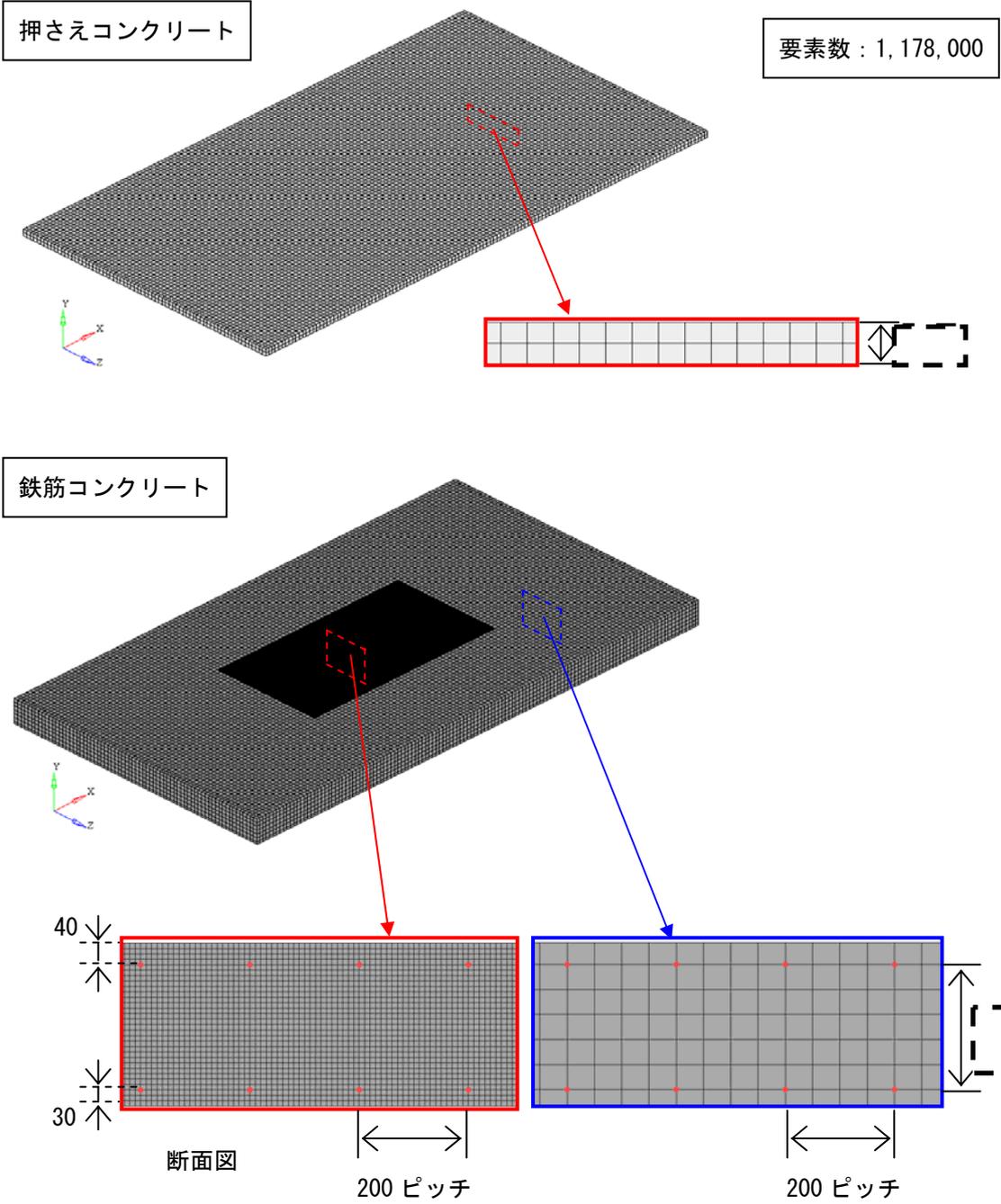
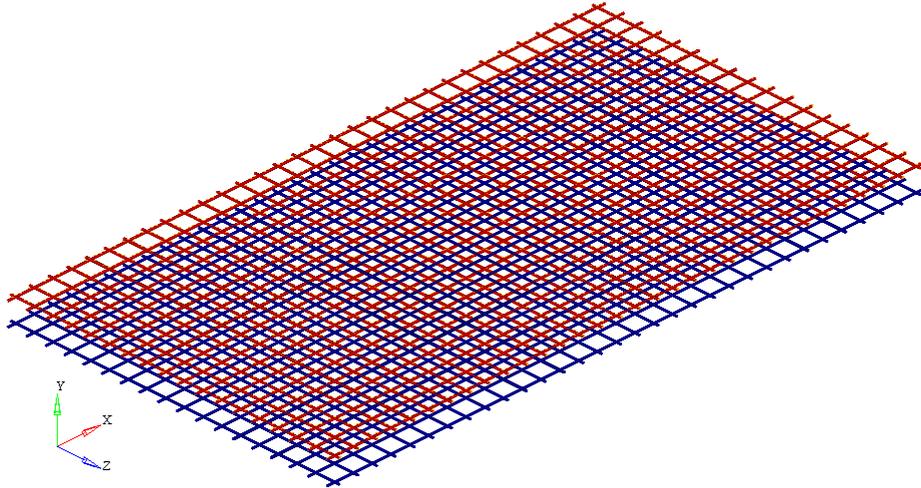


図4. 4 解析モデル（押さえコンクリート、鉄筋コンクリート）

鉄筋



要素数 (鋼製材) : 10, 132



図 4. 5 解析モデル (鉄筋、鋼製材)

②解析結果

図 4.6 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 4.7 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 4.8 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6.67kJである。



図 4. 6 衝突後の鋼製材変形図

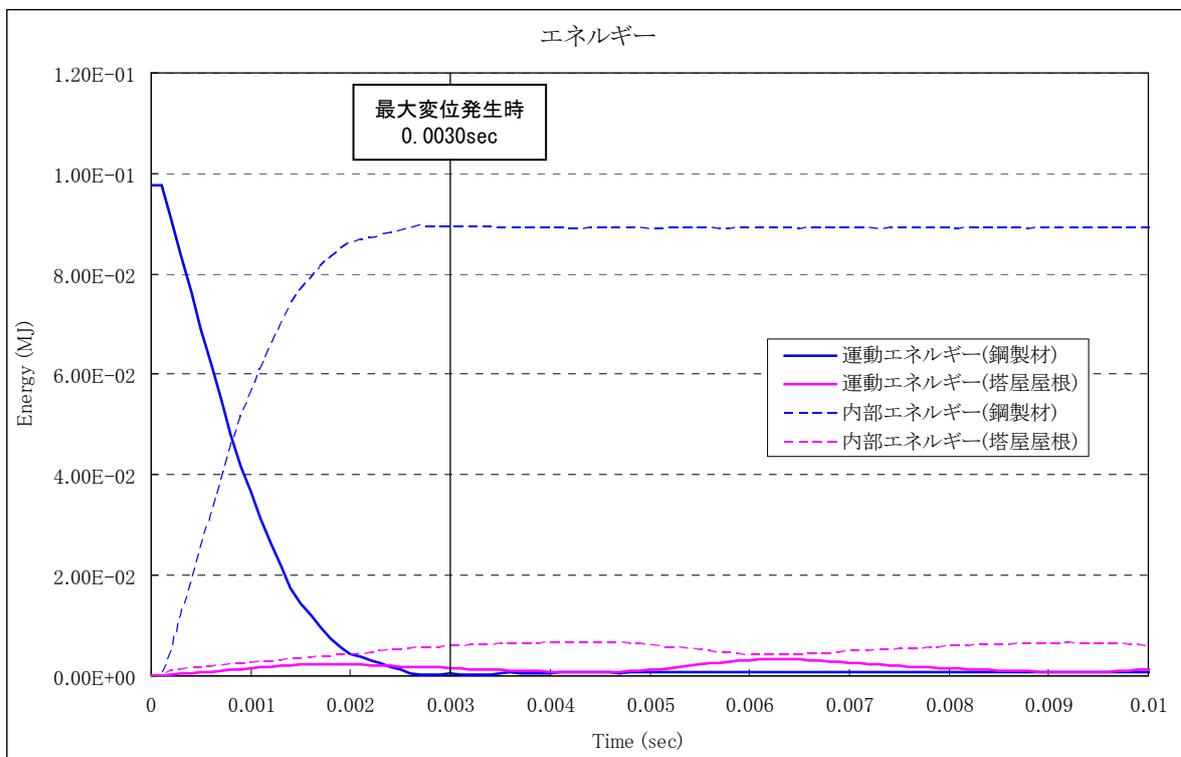


図 4. 7 衝突エネルギーの時刻歴推移

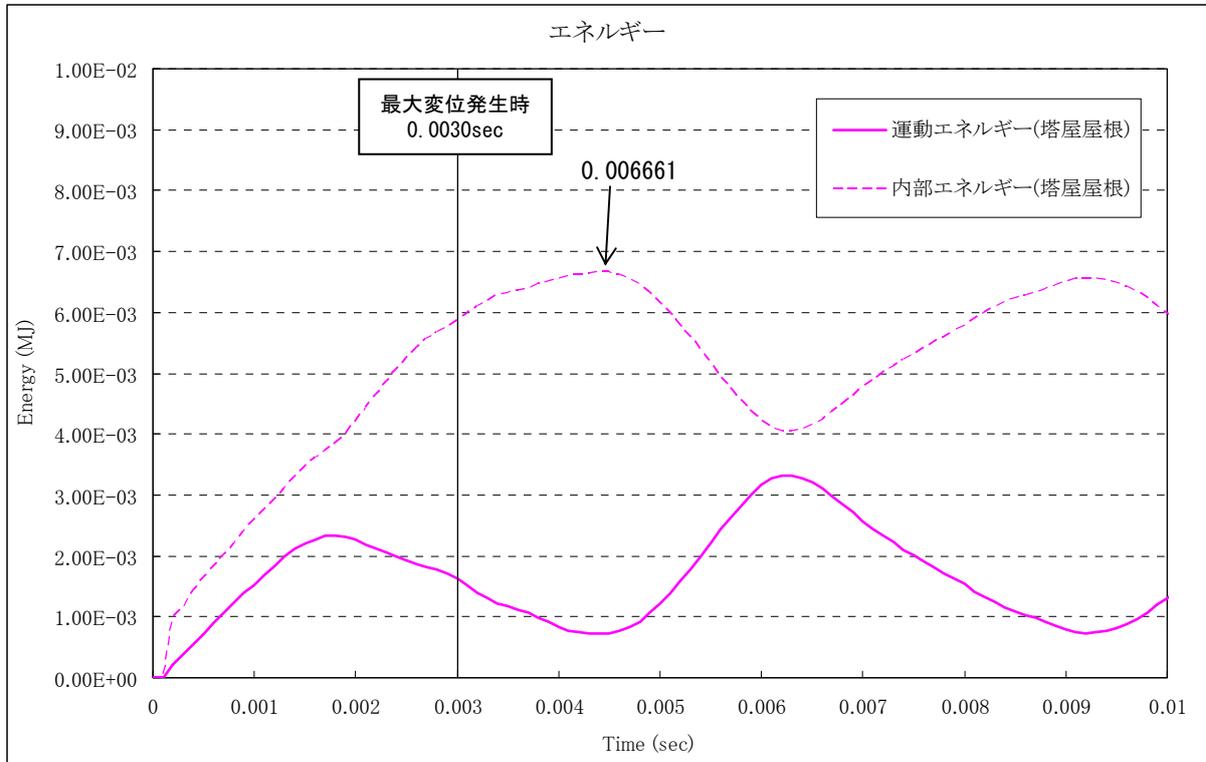


図 4. 8 衝突エネルギーの時刻歴推移 (塔屋屋根)

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。

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

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

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

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 9.9m/s となる。

$$\frac{1}{2} \times M \times V^2 = \frac{1}{2} \times 135 \times V^2 = 6,661 \text{ J}$$

$$\Rightarrow V = 9.9 \text{ m/s}$$

想定飛来物である質量 135kg の鋼製材が 38m/s で原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（屋根）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 9.9m/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。

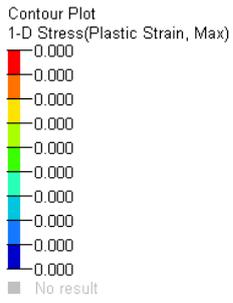
- ・裏面剥離厚さ：15cm
- ・貫通厚さ：7cm

また、図 4.9 に示す鉄筋コンクリートの裏面側鉄筋の最大塑性ひずみは 0.001%未満であり、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）

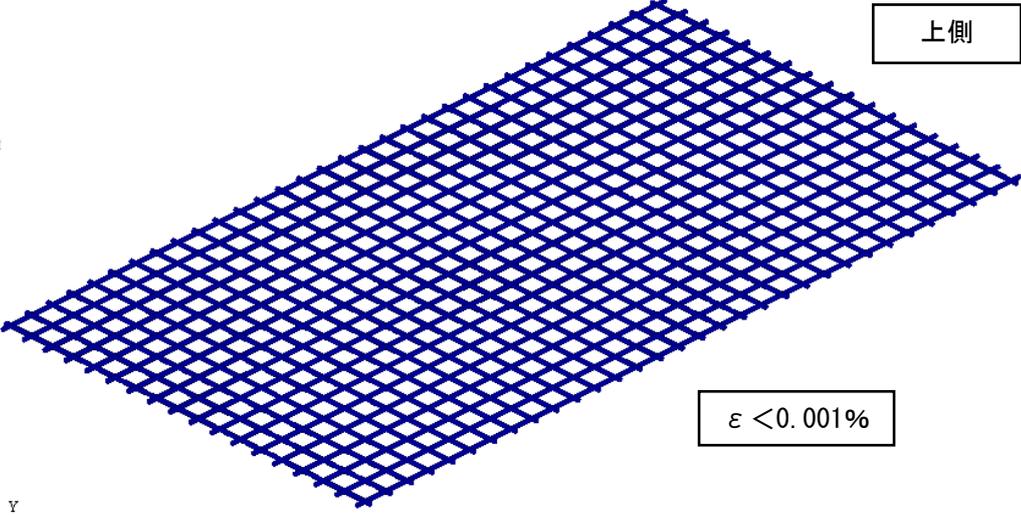
「飛来物の衝突に対するコンクリート構造物の耐衝撃設計手法」平成 3 年 7 月 財団法人 電力中央研究所 著者 伊藤千活、大沼博志、白井孝治 にて、剛飛来物による衝突試験が行われ、裏面側鉄筋ひずみが約 0.2%の場合には、裏面剥離が発生していない。

したがって、原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（屋根）に鋼製材が鉛直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塑性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。

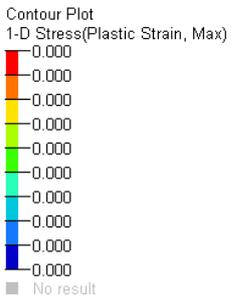
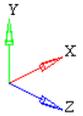


鉛直方向最大変位発生時
0.0030sec

上側

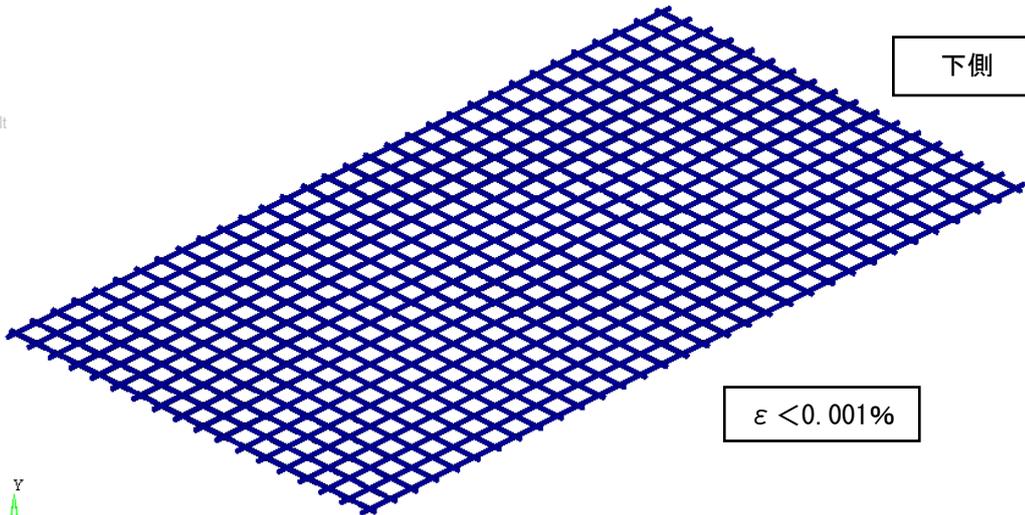


$\epsilon < 0.001\%$



鉛直方向最大変位発生時
0.0030sec

下側



$\epsilon < 0.001\%$

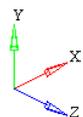


図 4. 9 鉄筋の相当塑性ひずみ

b. 乗用車衝突

原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（屋根）に表 4.3 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 4.3 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)	最大鉛直速度 (m/s)	エネルギー (kJ)
塔屋（屋根）	乗用車	長さ 4,600×幅 1,600× 奥行 1,400	2,000	32	1,024

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。

図 4.1 に原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋の概要図を示す。

原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（屋根）の解析モデルは、鋼製材衝突のケースと同様とする。原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（屋根）の解析モデル（概要）を図 4.10 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 〕

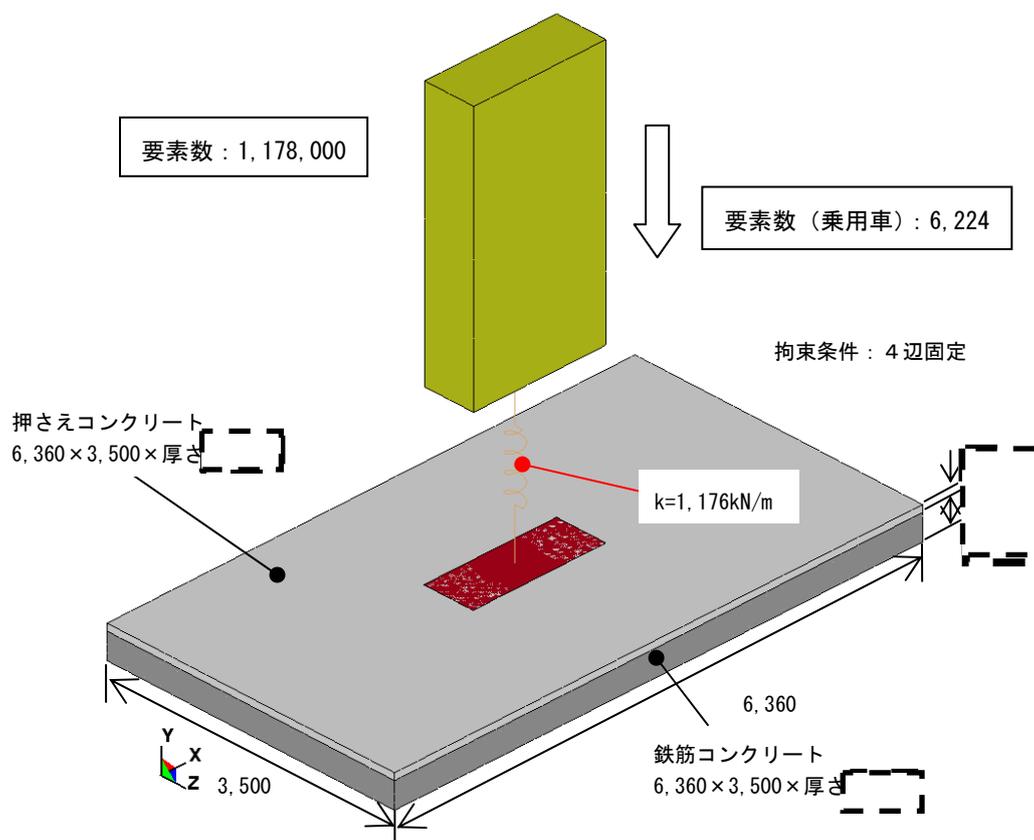


図 4.10 解析モデル（概要）

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 4.11 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 0.833kJ である。

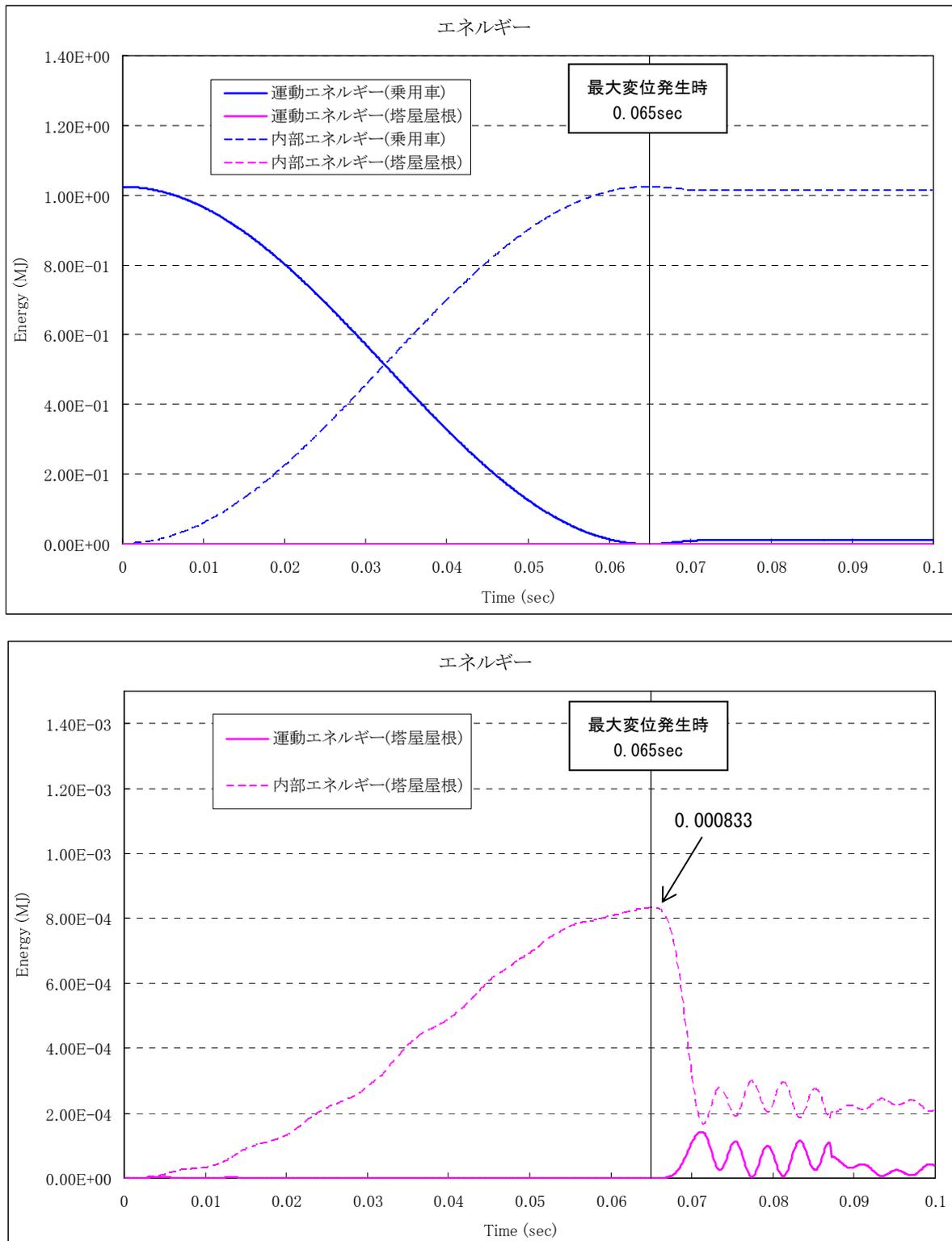


図 4. 1 1 衝突エネルギーの時刻歴推移

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。

$$\frac{1}{2} \times M \times V^2 = \frac{1}{2} \times 2,000 \times V^2 = 833\text{J}$$

$$\Rightarrow V = 0.9\text{m/s}$$

想定飛来物である質量 2,000kg の乗用車が 32m/s で原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋(屋根) 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。

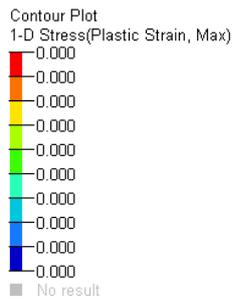
- ・裏面剥離厚さ：5 cm
- ・貫通厚さ：2 cm

また、図 4.12 に示す鉄筋コンクリートの裏面側鉄筋の最大塑性ひずみは 0.001%未満であり、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)

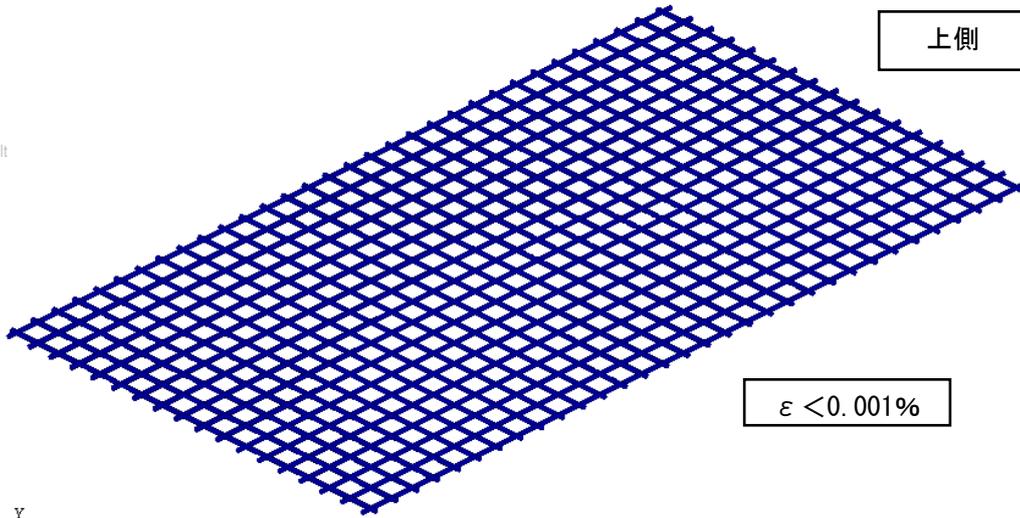
「飛来物の衝突に対するコンクリート構造物の耐衝撃設計手法」平成 3 年 7 月 財団法人電力中央研究所 著者 伊藤千活、大沼博志、白井孝治 にて、剛飛来物による衝突試験が行われ、裏面側鉄筋ひずみが約 0.2% の場合には、裏面剥離が発生していない。

したがって、原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋(屋根) に乗用車が鉛直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塑性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。

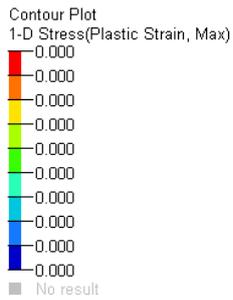
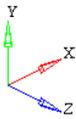


鉛直方向最大変位発生時
0.065sec

上側

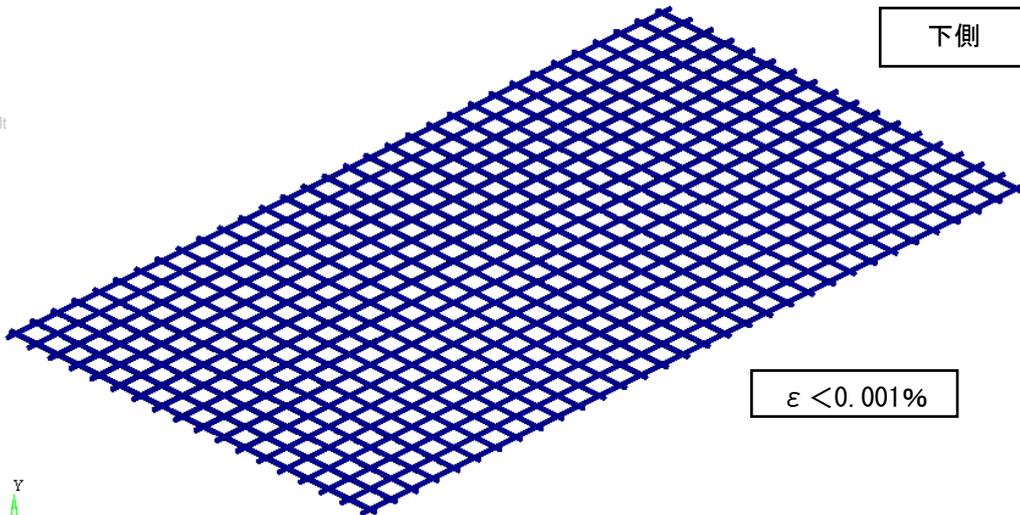


$\epsilon < 0.001\%$



鉛直方向最大変位発生時
0.065sec

下側



$\epsilon < 0.001\%$

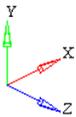


図 4. 1 2 鉄筋の相当塑性ひずみ

(3) まとめ

以上の衝突評価により、設計飛来物が原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（屋根）に鉛直衝突しても、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がないことを確認した。

5. 原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋評価（壁面）

（1）設計飛来物

設計飛来物は、表 5.1 に示すように、鋼製材、乗用車、鋼製パイプの 3 種類である。

原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（壁面）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 5. 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

a. 鋼製材衝突

原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（壁面）に表 5.2 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 5. 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)
塔屋（壁面）	鋼製材	長さ 4,200×幅 300× 奥行 200×板厚 5	135	57	220

①解析方法

衝突面は、300mm×200mm の長方形面とする。

図 5.1 に示すように、原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（壁面）は、鉄筋コンクリートで構成されている。

原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（壁面）の解析モデル（概要、詳細）を図 5.2、図 5.3 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、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。

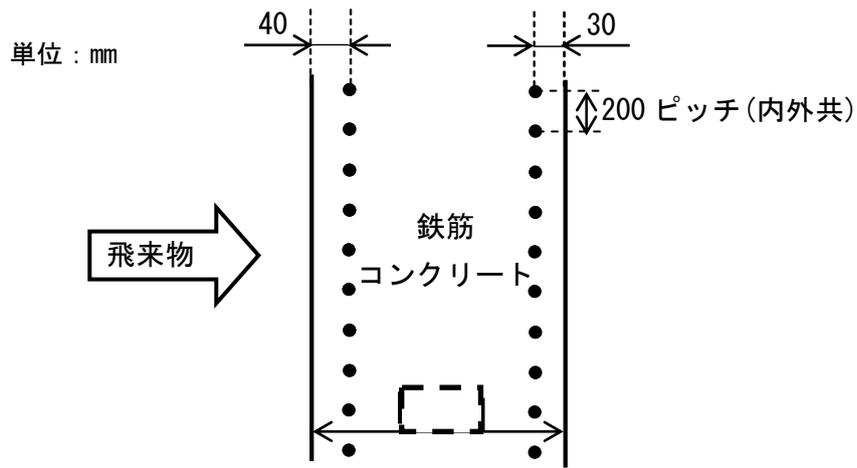


図5. 1 原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋(壁面)構造図(概要)

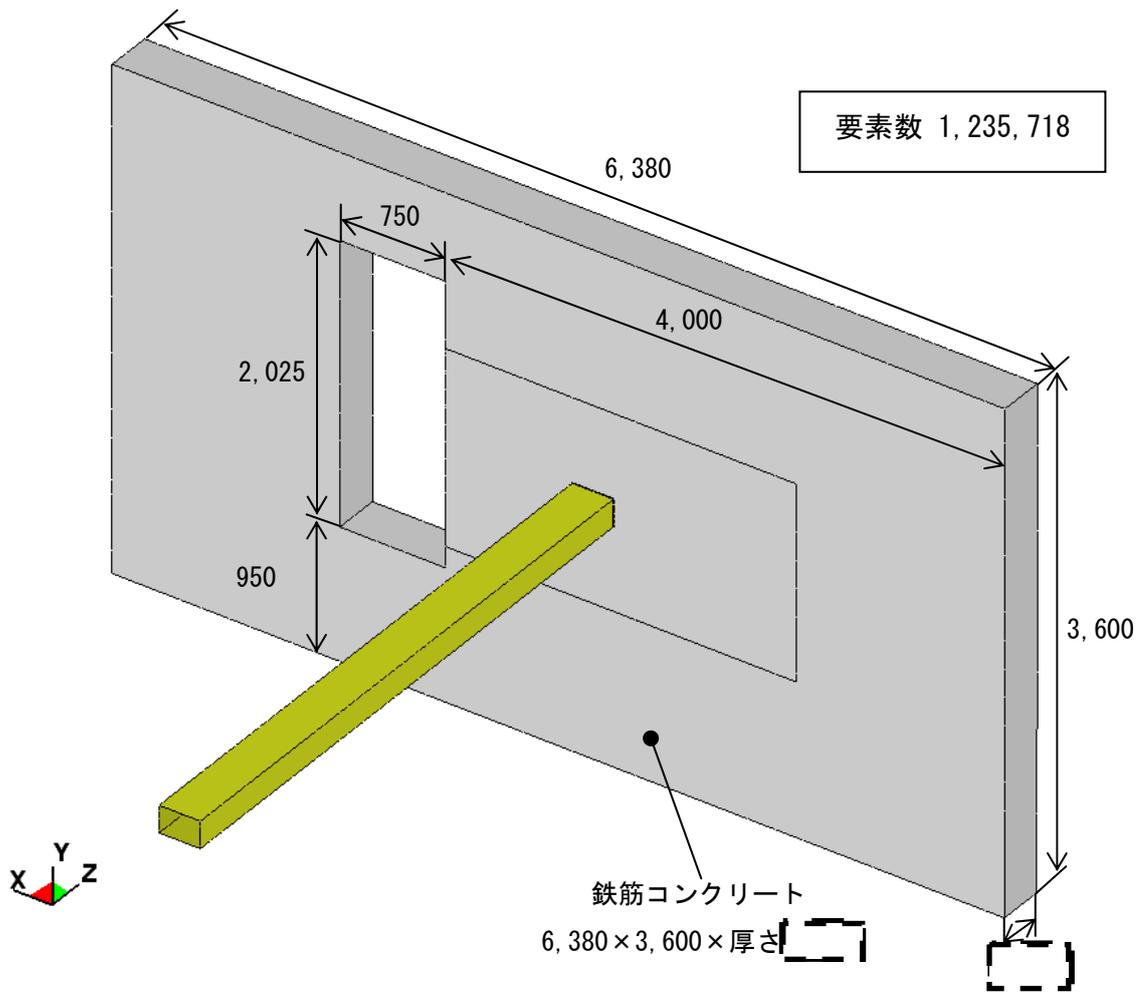


図5. 2 解析モデル(概要)

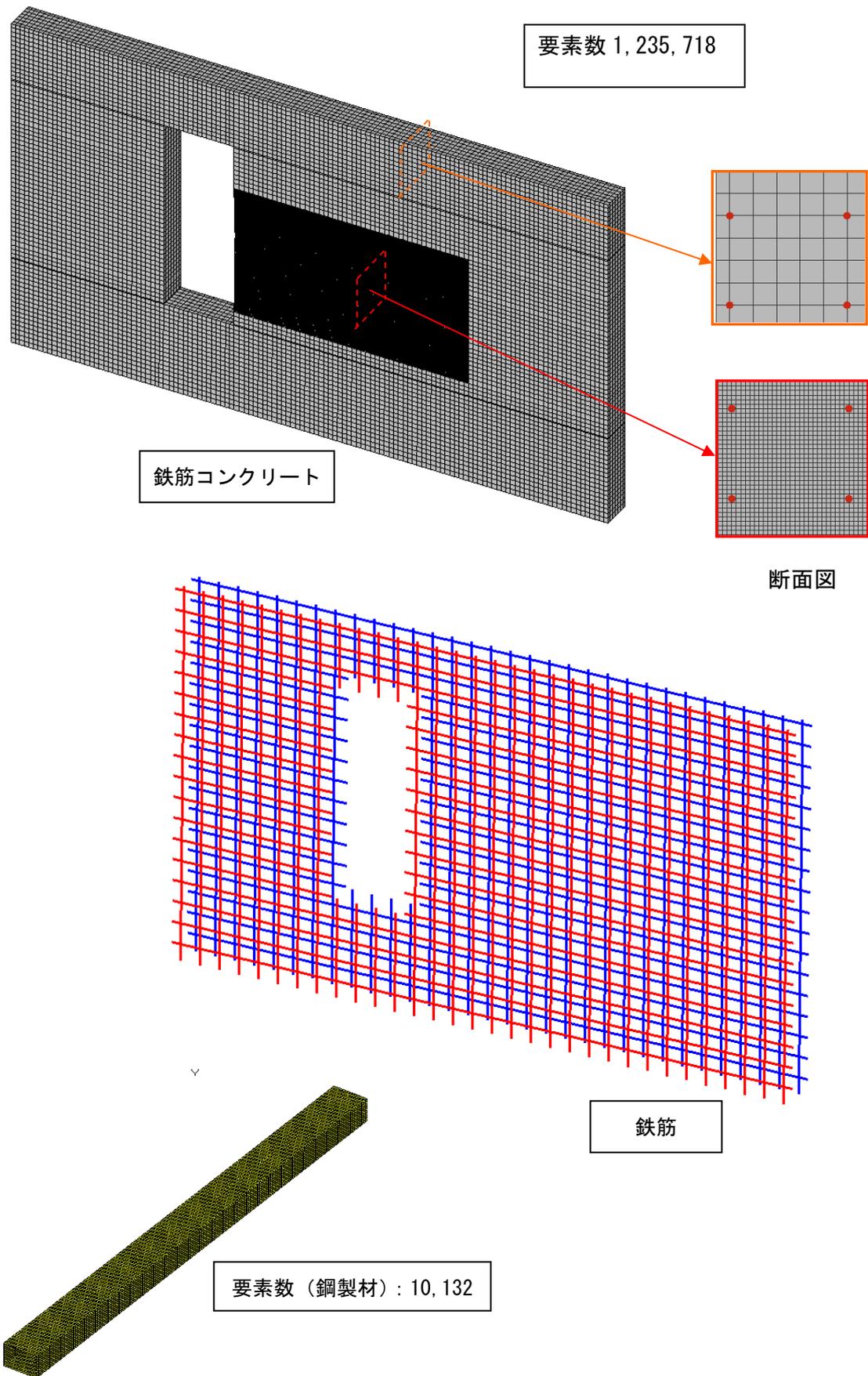


図5.3 解析モデル (詳細)

②解析結果

図 5.4 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 5.5 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 5.6 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 12.9kJ である。

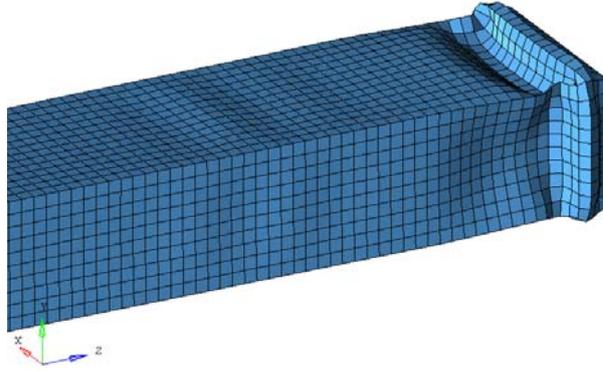


図 5. 4 衝突後の鋼製材変形図

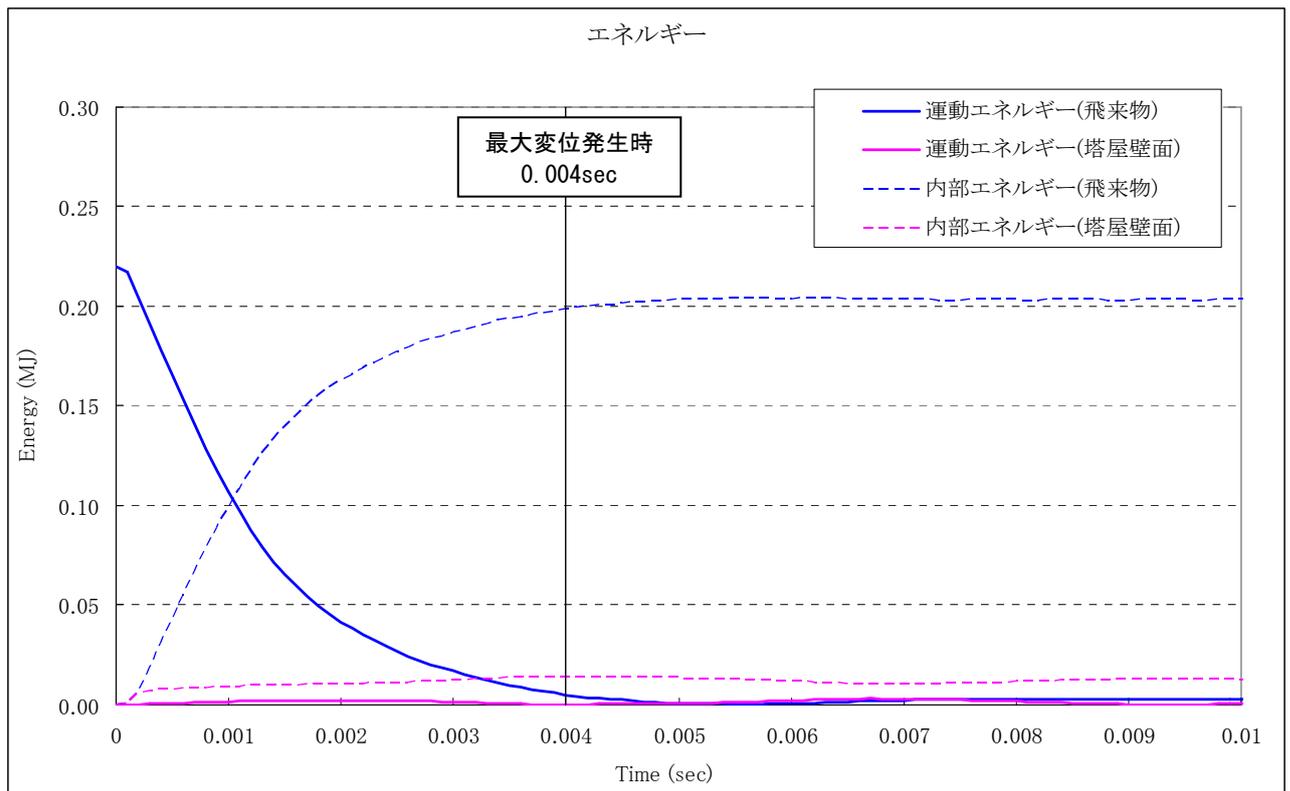


図 5. 5 衝突エネルギーの時刻歴推移

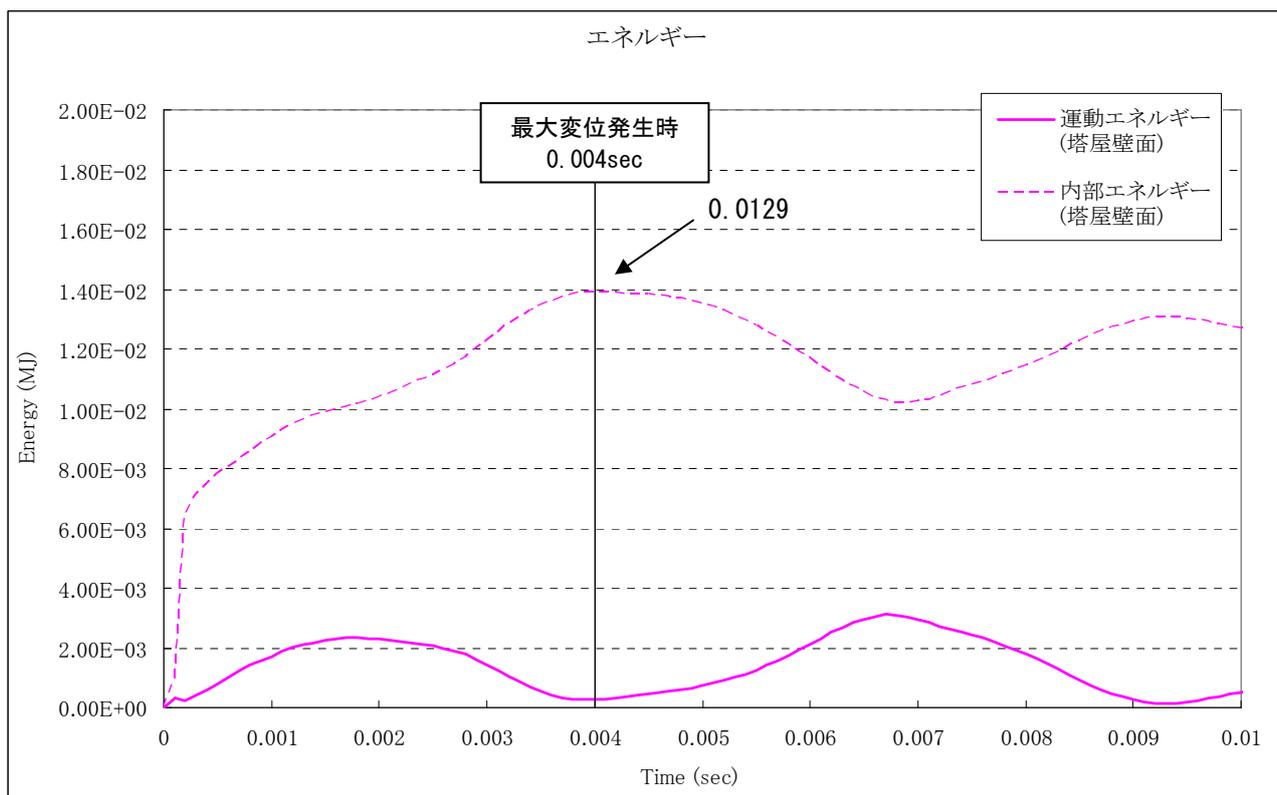


図5. 6 衝突エネルギーの時刻歴推移 (塔屋壁面)

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。

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

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

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

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 13.8m/s となる。

$$\frac{1}{2} \times M \times V^2 = \frac{1}{2} \times 135 \times V^2 = 12,900\text{J}$$

$$\Rightarrow V = 13.8\text{m/s}$$

想定飛来物である質量 135kg の鋼製材が 38m/s で原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（屋根）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 13.8m/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。

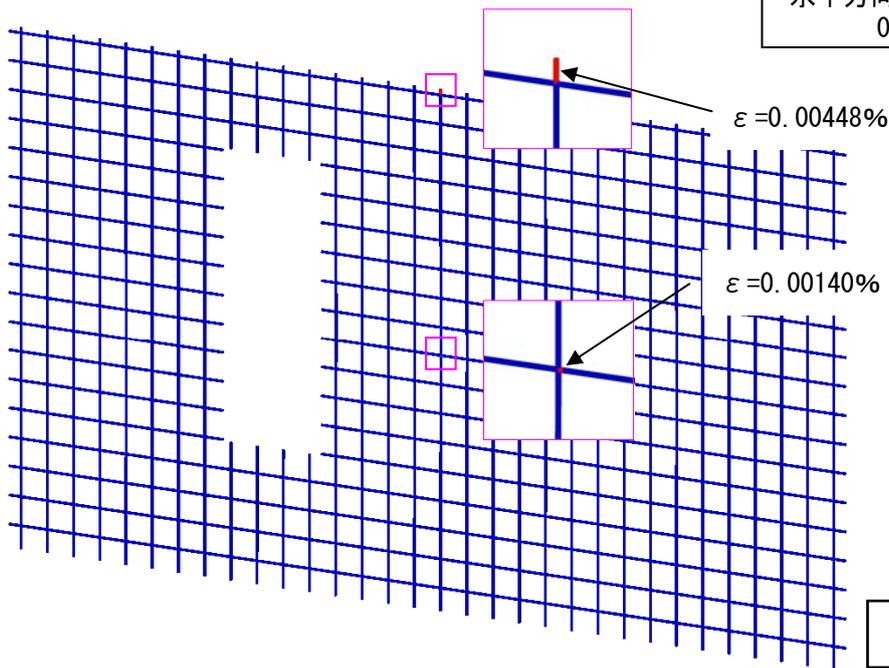
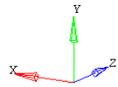
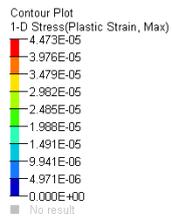
- ・裏面剥離厚さ：18cm
- ・貫通厚さ：9cm

また、図 5.7 に示す鉄筋コンクリートの裏面側鉄筋の最大塑性ひずみは 0.001%未満であり、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）

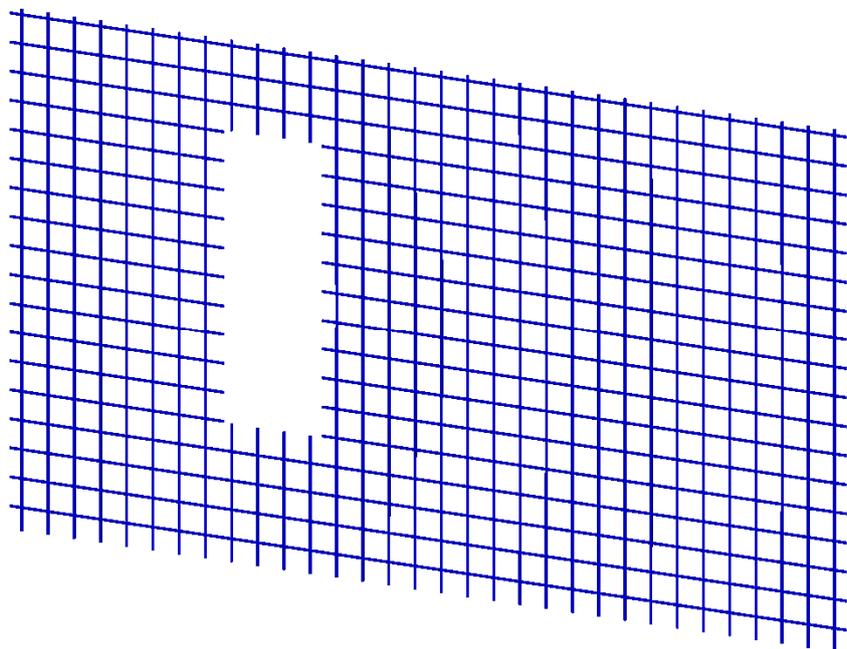
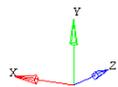
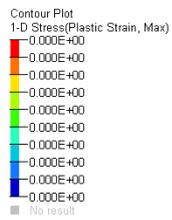
「飛来物の衝突に対するコンクリート構造物の耐衝撃設計手法」平成 3 年 7 月 財団法人電力中央研究所 著者 伊藤千活、大沼博志、白井孝治 にて、剛飛来物による衝突試験が行われ、裏面側鉄筋ひずみが約 0.2% の場合には、裏面剥離が発生していない。

したがって、原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（屋根）に鋼製材が鉛直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塑性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
0.0040sec

外側



$\epsilon < 0.001\%$

内側

図5. 7 鉄筋の相当塑性ひずみ

b. 乗用車衝突

原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（壁面）に表 5.3 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 5.3 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

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。

原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（壁面）の解析モデルは、鋼製材衝突のケースと同様とする。原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（壁面）の解析モデル（概要）を図 5.8 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 〕

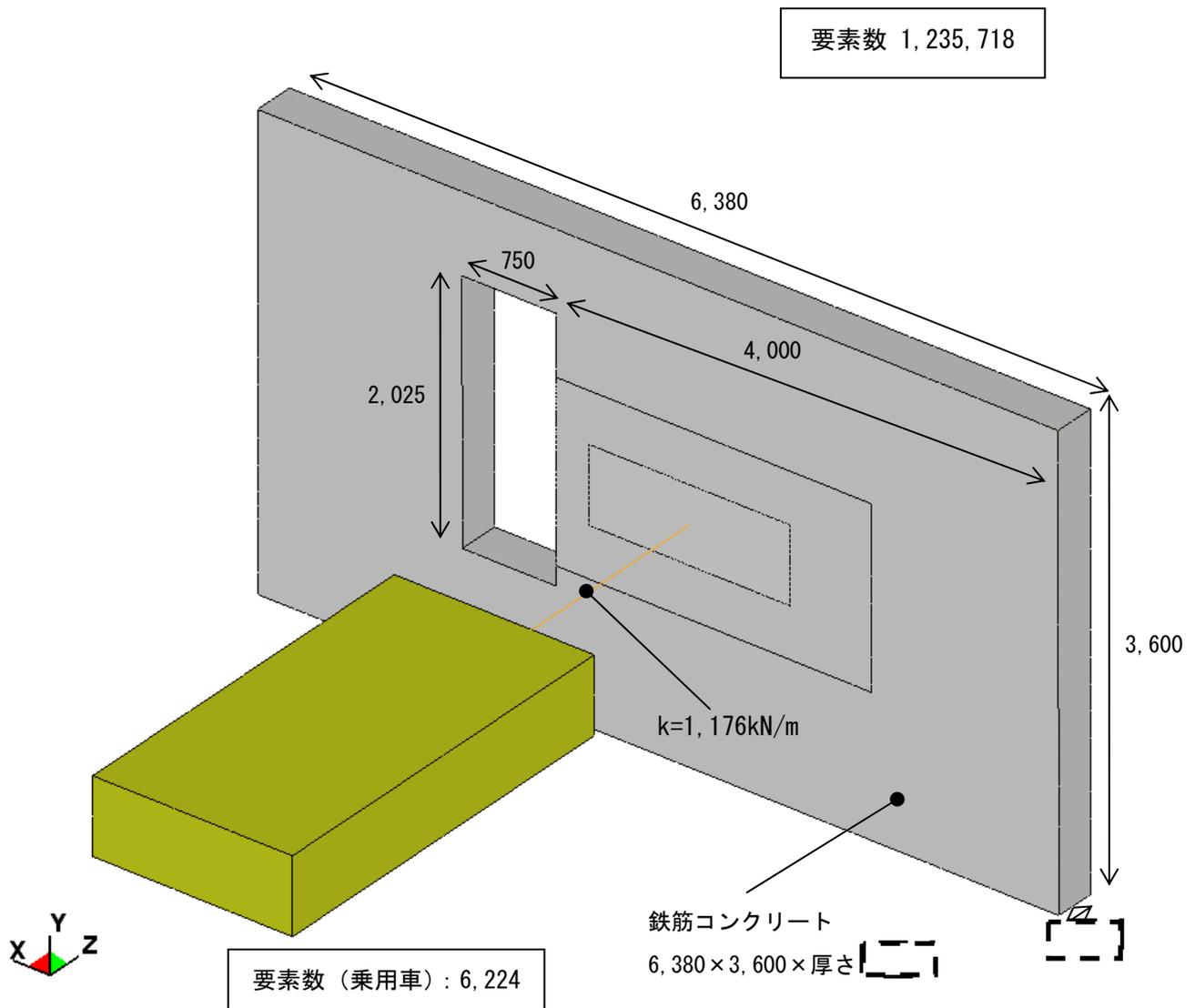


図 5. 8 解析モデル (概要)

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 5.9 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 5.9 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るエネルギーはごく僅かで、その最大値は1.29kJである。

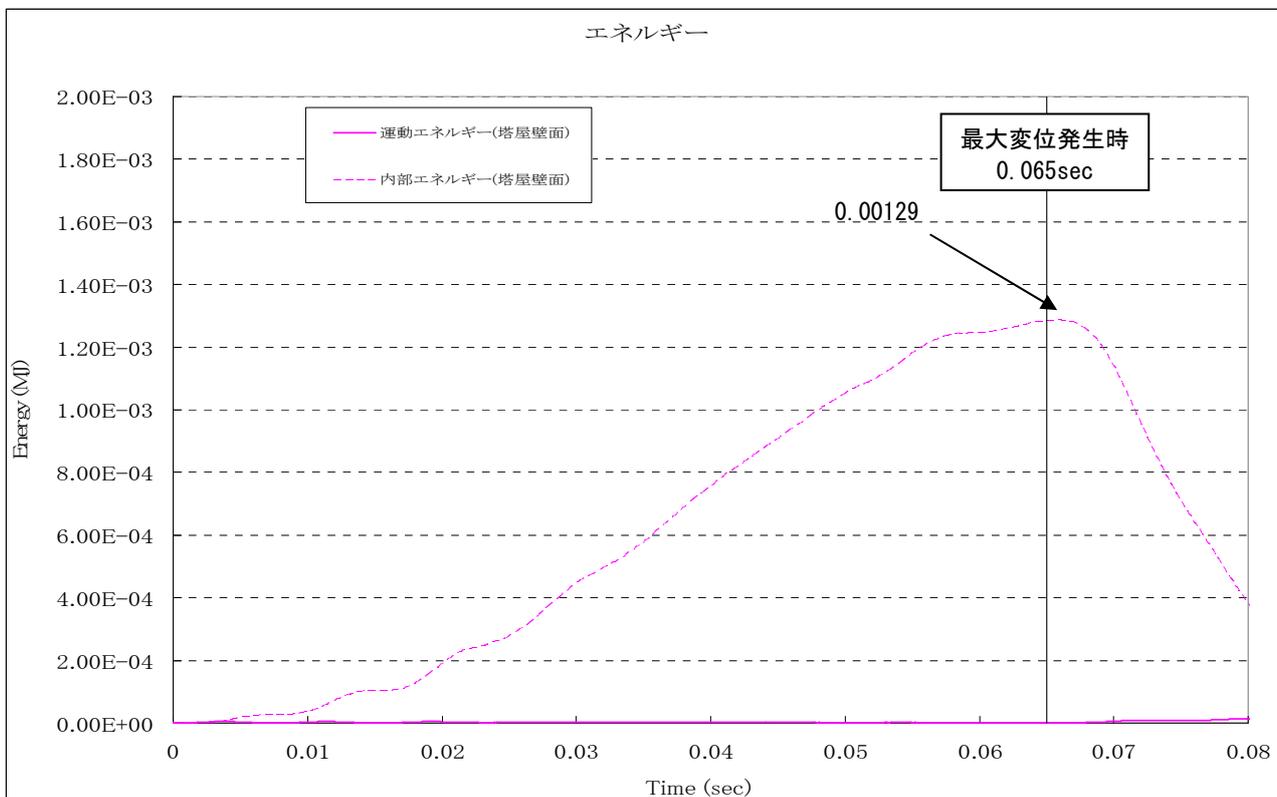
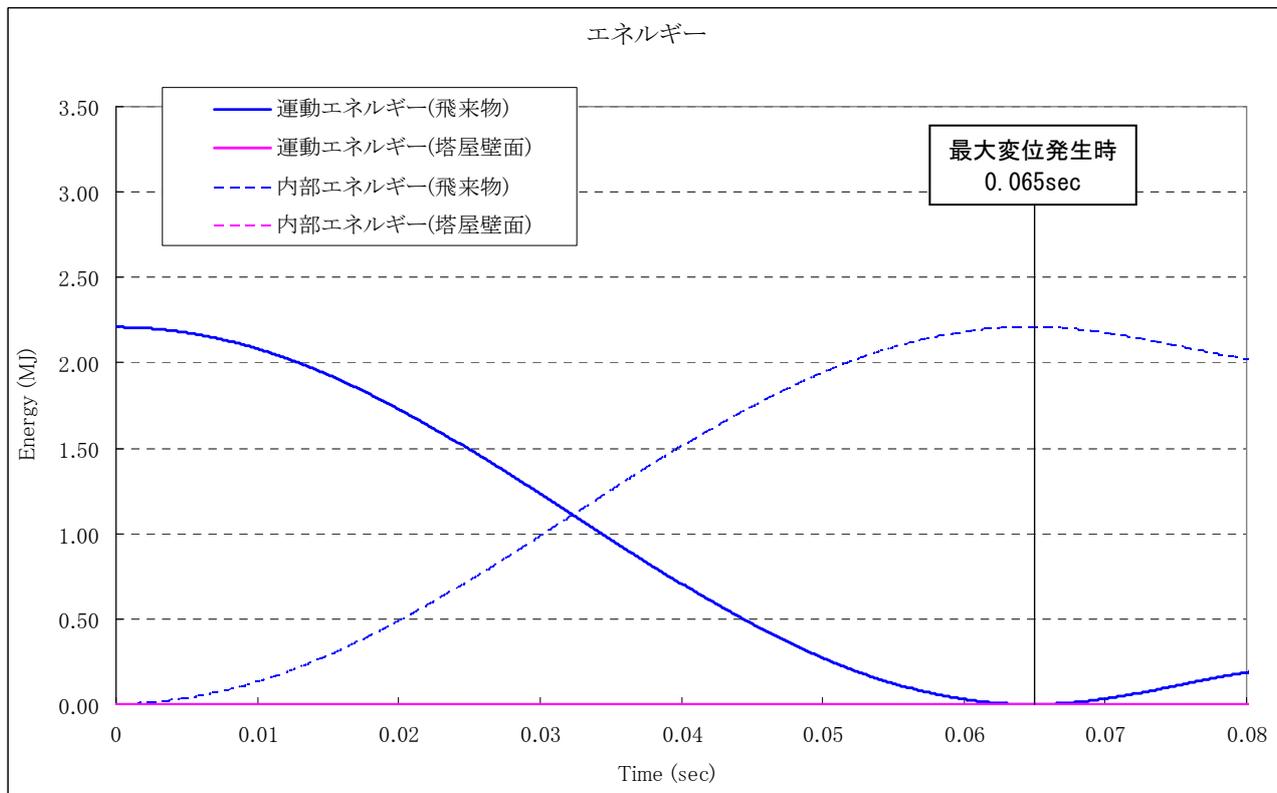


図 5. 9 衝突エネルギーの時刻歴推移 (塔屋壁面)

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。

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

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

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

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 1.1m/s となる。

$$\frac{1}{2} \times M \times V^2 = \frac{1}{2} \times 2,000 \times V^2 = 1,290\text{J}$$

$$\Rightarrow V = 1.1\text{m/s}$$

想定飛来物である質量 2,000kg の乗用車が 32m/s で原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋(屋根)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 1.1m/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 5.10 に示す鉄筋コンクリートの裏面側鉄筋の最大塑性ひずみは 0.001%未満であり、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、原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋(屋根)に鋼製材が鉛直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塑性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。

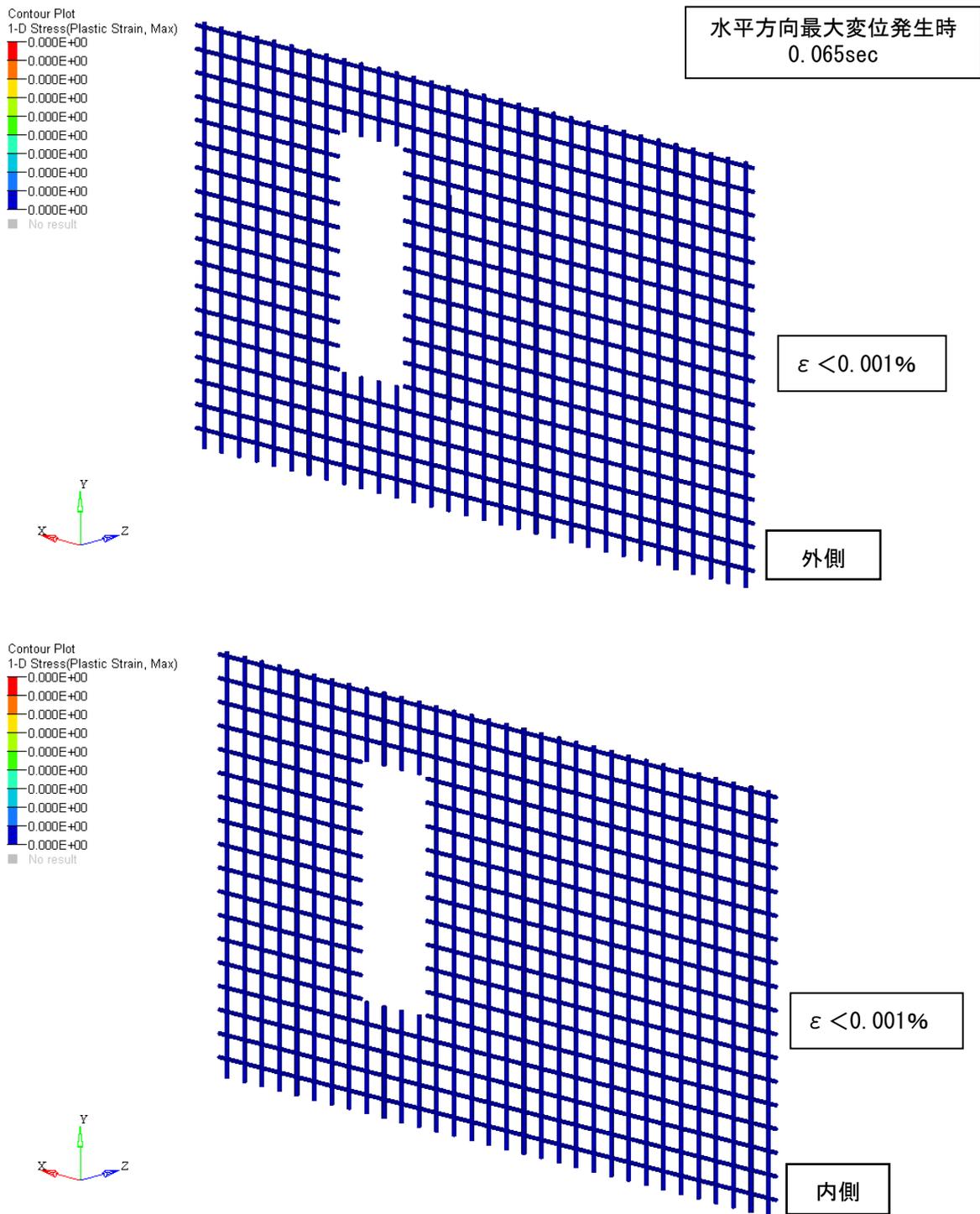


図5. 10 鉄筋の発生ひずみ

(3) まとめ

以上の衝突評価により、設計飛来物が原子炉建屋・原子炉補助建屋の塔屋（壁面）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がないことを確認した。

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

(1) 設計飛来物

設計飛来物は、表 6.1 に示すように、鋼製材、乗用車、鋼製パイプの 3 種類である。

トップドーム頂部の評価のため、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 6. 1 設計飛来物の諸元 (V_D=100m/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

(2) 衝突評価

a. 鋼製材衝突

トップドーム頂部に表 6.2 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 6. 2 鋼製材の評価諸元 (V_D=100m/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)
トップドーム 頂部	鋼製材	長さ 4,200×幅 300× 奥行 200×板厚 5	135	38	98

①解析方法

衝突面は、300mm×200mm の長方形面とする。

図 6.1 に示すように、トップドーム頂部は、鉄筋コンクリート及びプレート鋼板で構成されている。

トップドーム頂部の解析モデル（概要、詳細）を図 6.2、図 6.3 に示す。

なお、鉄筋コンクリート部の鉄筋は、安全側の評価結果と解析モデルの簡便性の観点から、模擬していない。

鉄筋コンクリートにはソリッド要素、プレート鋼板にはシェル要素を適用した。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。

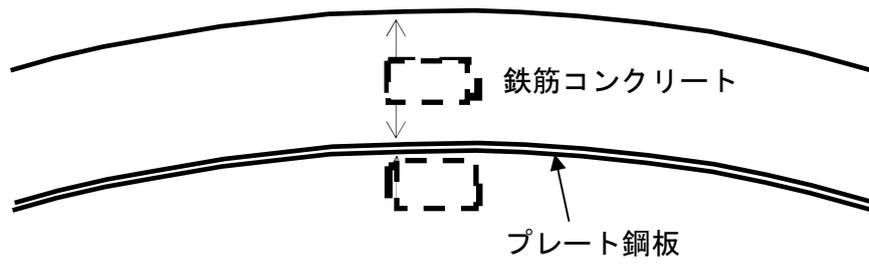


図6. 1 トップドーム頂部構造図（概要）

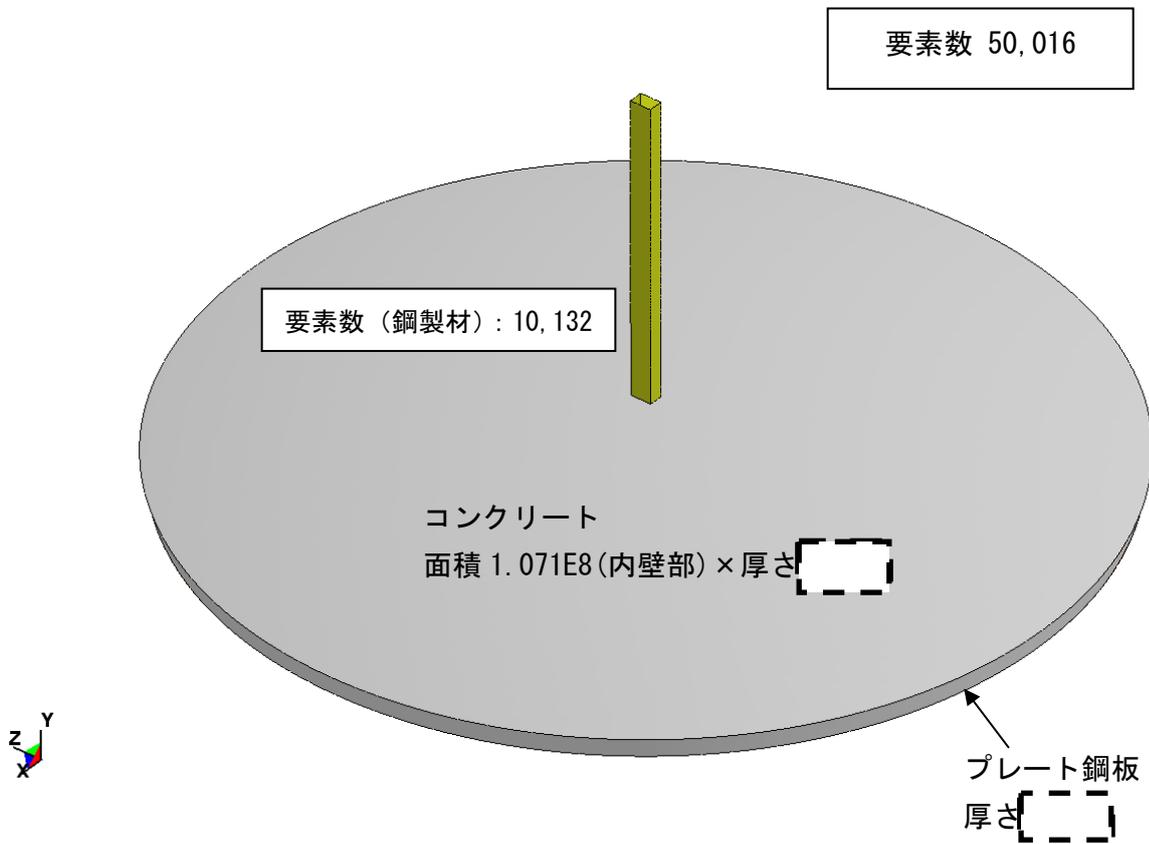


図6. 2 解析モデル（概要）

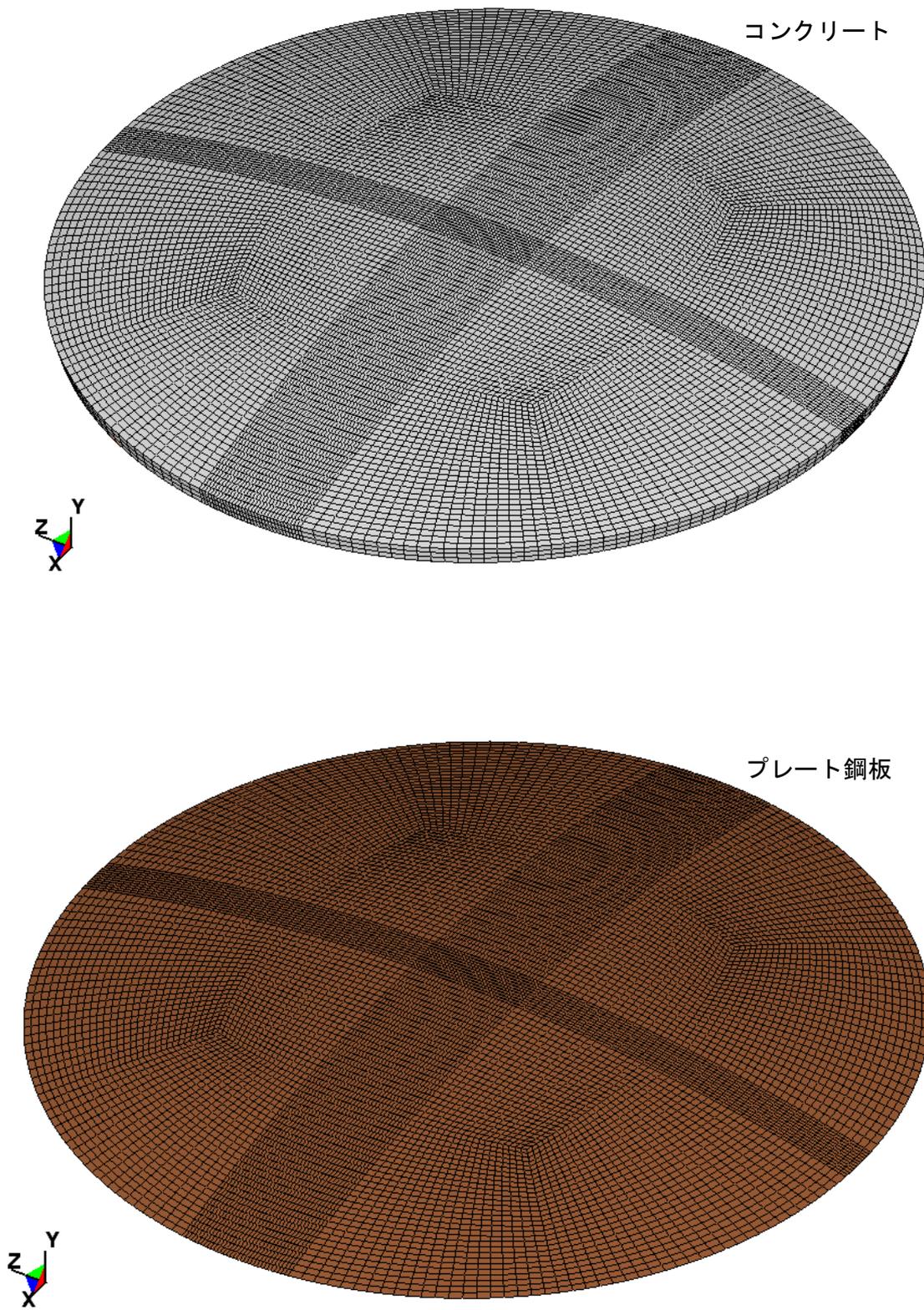


図6. 3 解析モデル（詳細）

②解析結果

図 6.4 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 6.5 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 6.6 に示すようにトップドーム頂部に加えられるエネルギーはごく僅かで、その最大値は 3.94kJ である。

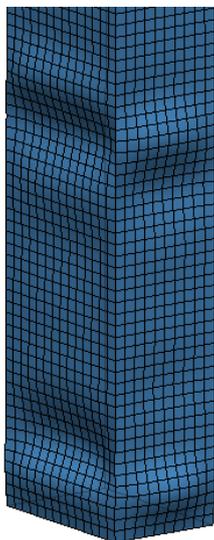


図 6. 4 衝突後の鋼製材変形図

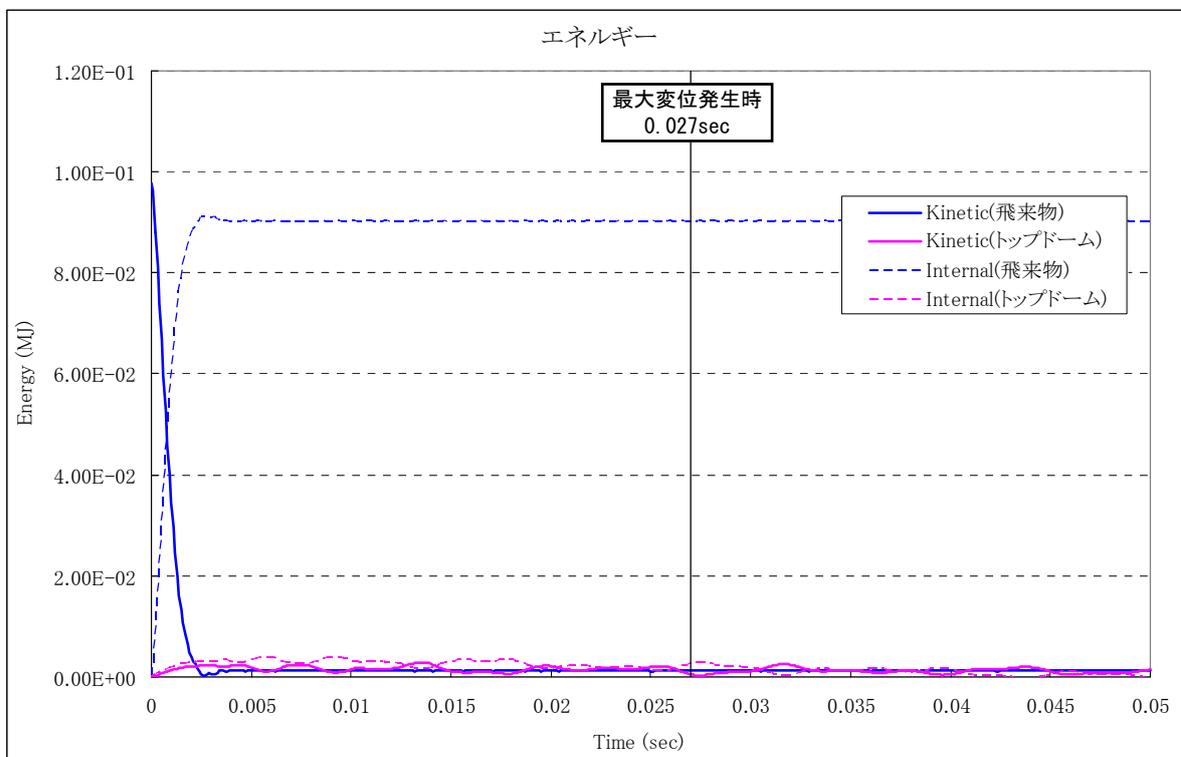


図 6. 5 衝突エネルギーの時刻歴推移

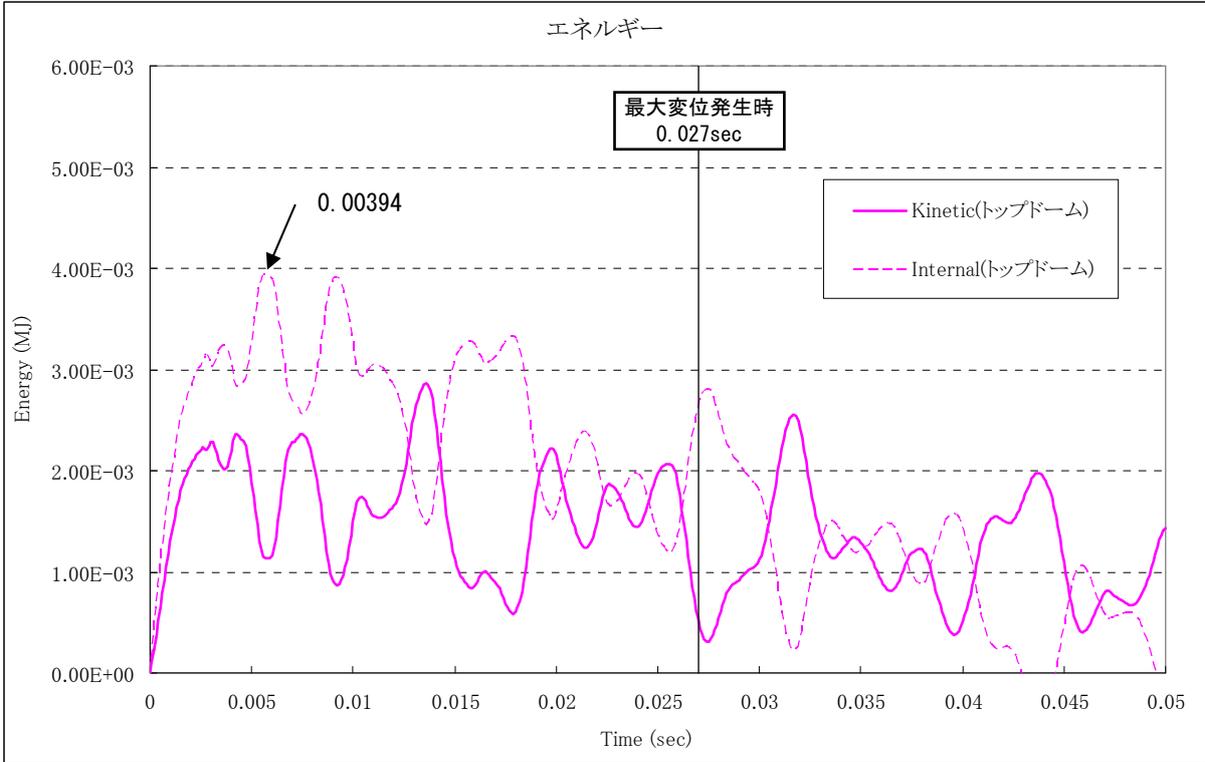


図 6. 6 衝突エネルギーの時刻歴推移 (トップドーム頂部)

鉄筋コンクリート下面にあるプレート鋼板は、図 6.7 に示す最大発生応力が 175MPa であり引張強さ (400MPa) 以下であること、図 6.8 に示す最大塑性ひずみは 0.001% 未満であり、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プレート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。

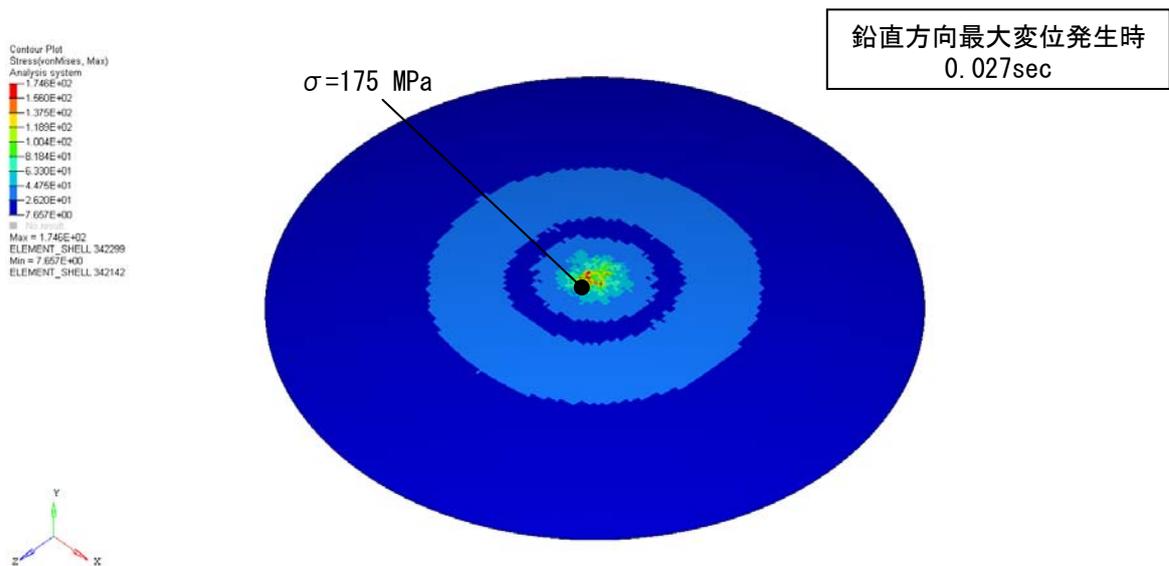


図 6. 7 プレート鋼板の発生応力

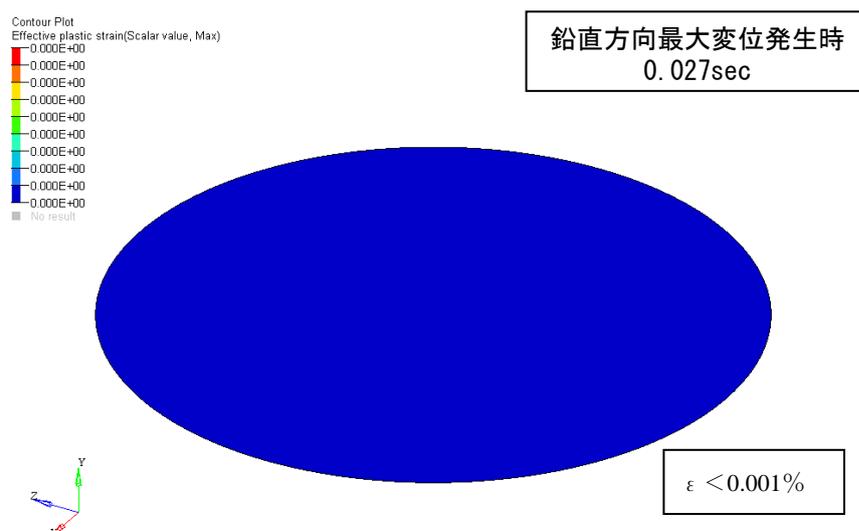


図 6. 8 プレート鋼板の相当塑性ひずみ

b. 乗用車衝突

トップドーム頂部に表 6.3 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 6.3 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)	最大鉛直速度 (m/s)	エネルギー (kJ)
トップドーム 頂部	乗用車	長さ 4,600×幅 1,600 ×奥行 1,400	2,000	32	1,024

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。

トップドーム頂部の解析モデルは、鋼製材衝突のケースと同様とする。トップドーム頂部の解析モデル（概要）を図 6.9 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 〕

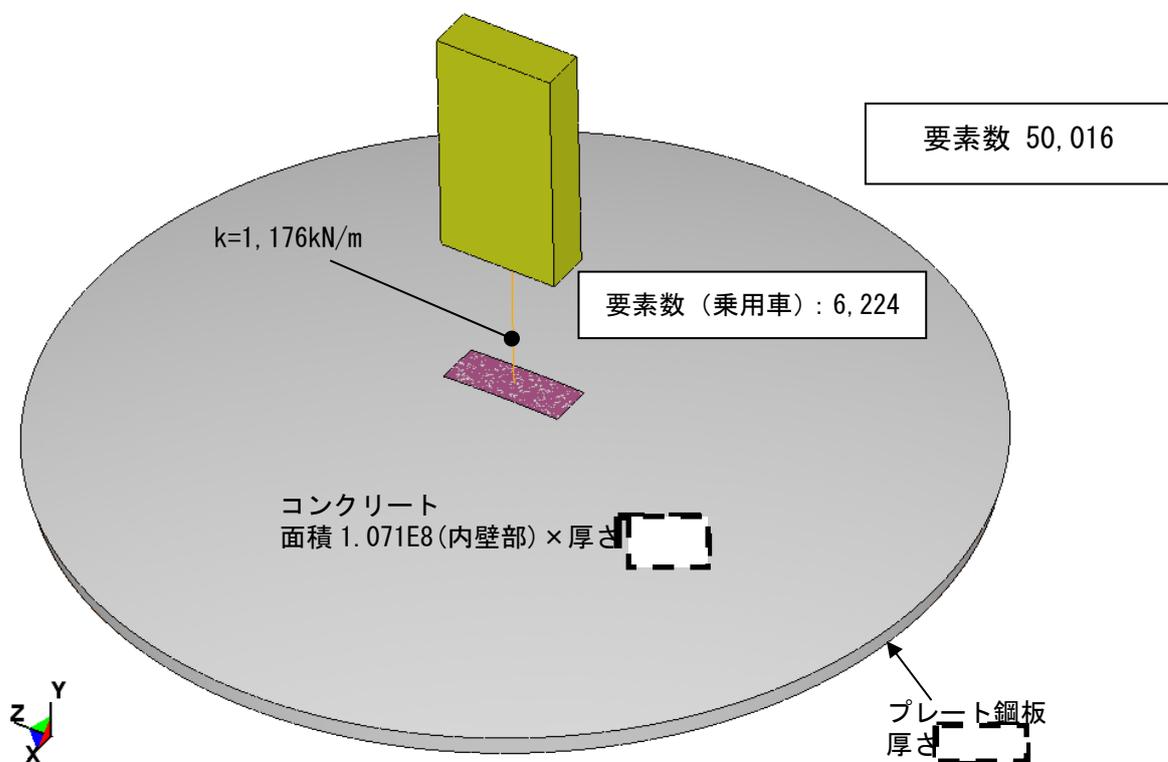


図 6.9 解析モデル（概要）

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 6.10 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。トップドーム頂部に加えられるエネルギーはごく僅かで、その最大値は 0.246kJ である。

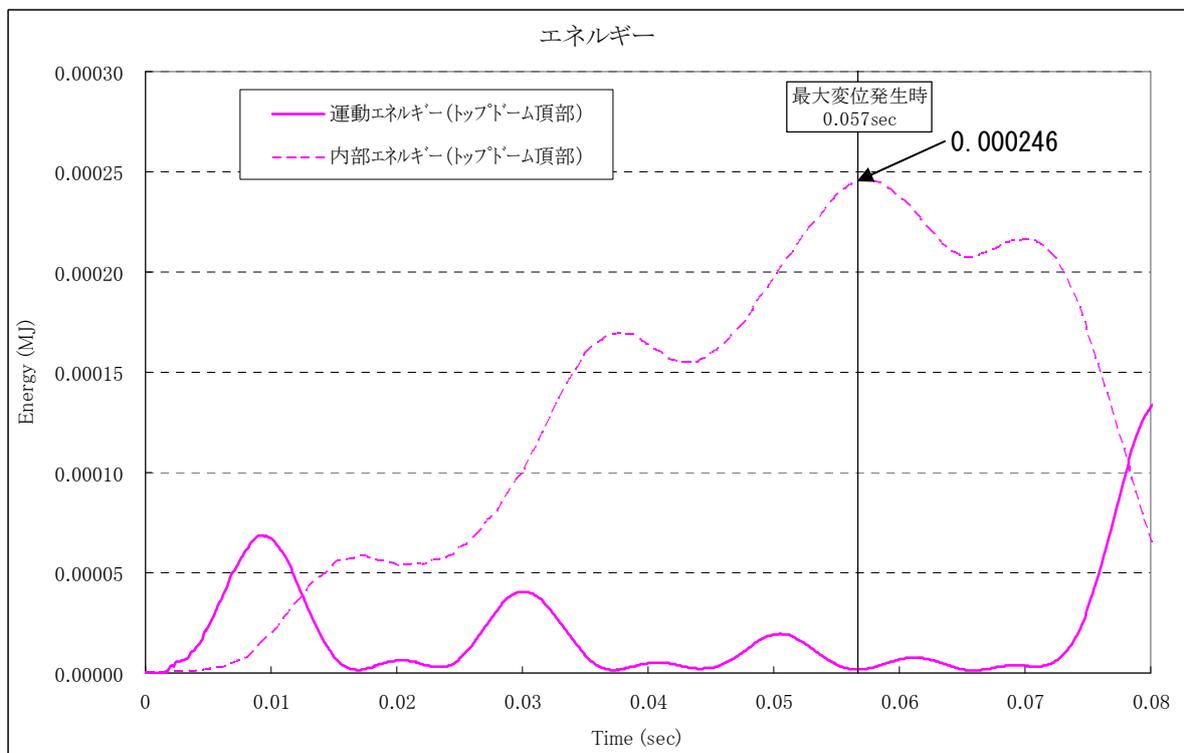
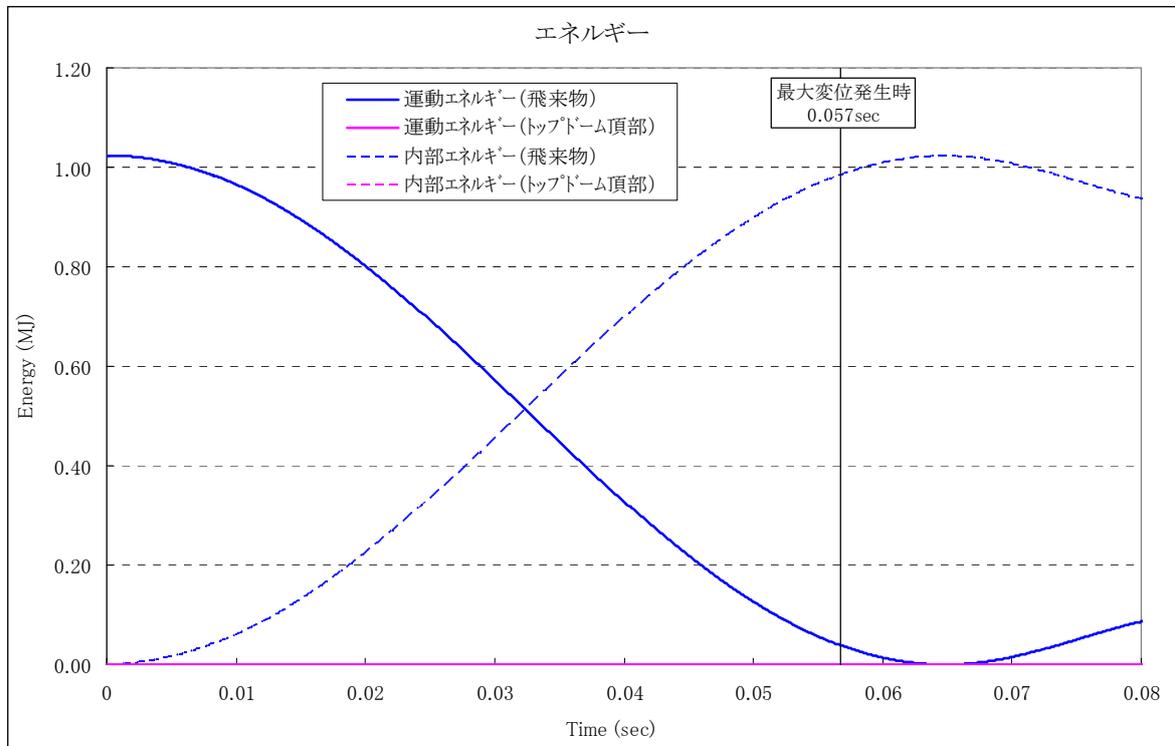


図 6.10 衝突エネルギーの時刻歴推移

鉄筋コンクリート下面にあるプレート鋼板は、図 6.11 に示す最大発生応力が 49MPa であり引張強さ (400MPa) 以下であること、図 6.12 に示す最大塑性ひずみは 0.001% 未満であり、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プレート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。

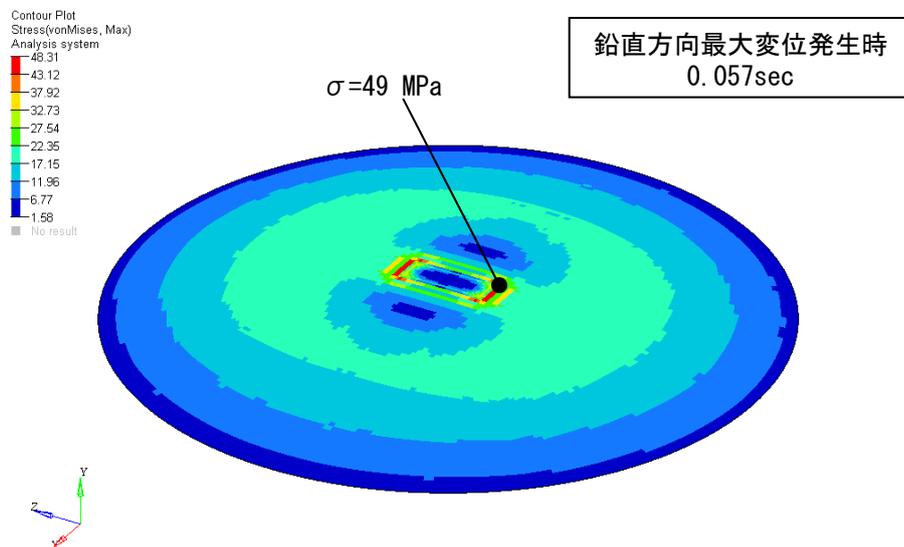


図 6.11 プレート鋼板の発生応力

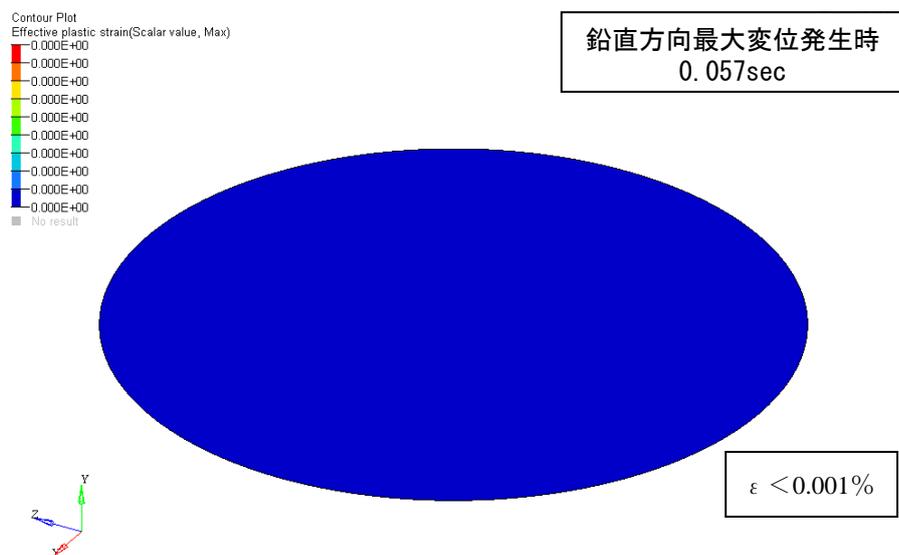


図 6.12 プレート鋼板の発生ひずみ

(3) まとめ

以上の衝突評価により、設計飛来物が原子炉格納施設外周コンクリート壁トップドーム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。

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 reprocessing 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

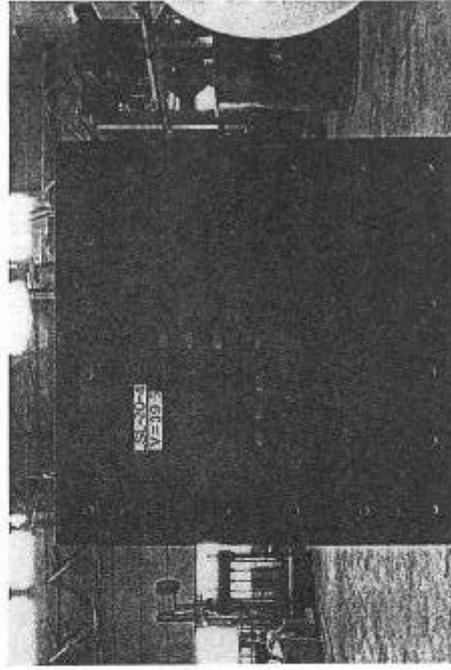
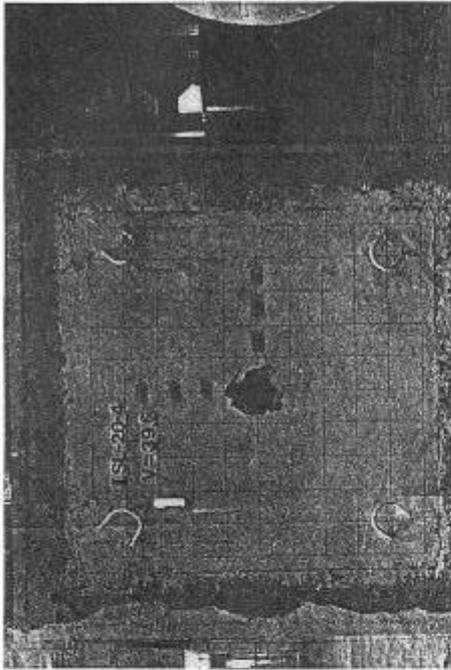
*3 原燃サイクル部 輸送・貯蔵研究室 担当研究員

4.3.7 ライナーの効果

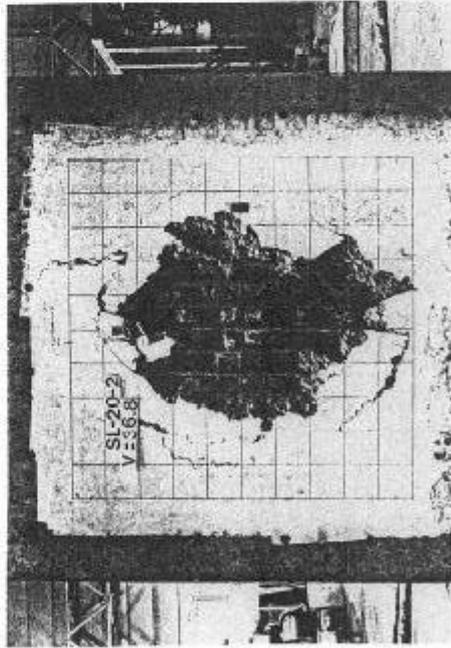
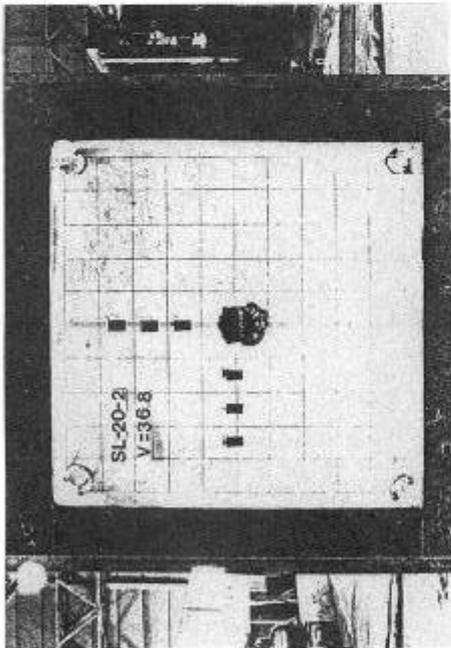
図 4.3.7に鋼製ライナーを取付けた場合と取付けない場合の床版にほぼ同じ速度で飛来物を衝突させたときの比較を示す。この図に示されるように、ライナーを取付けることにより、(裏面剥離は発生しているものと考えられるが)、剥離物の飛散が防止されることが明らかになった。

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、裏面剥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

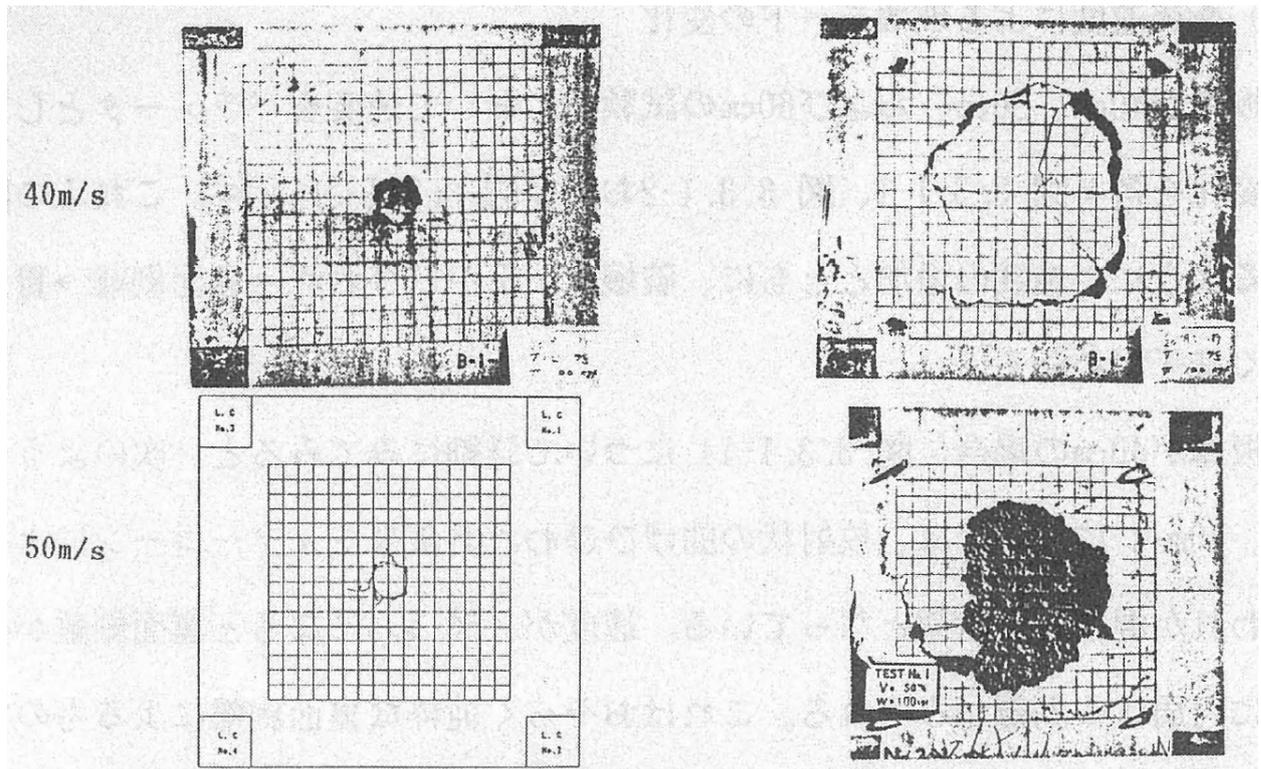


図 剛飛翔体の衝突速度 40m/s 及び 50m/s による破壊モードの変化 (RC 板厚 : 40cm の場合)

※「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ー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。

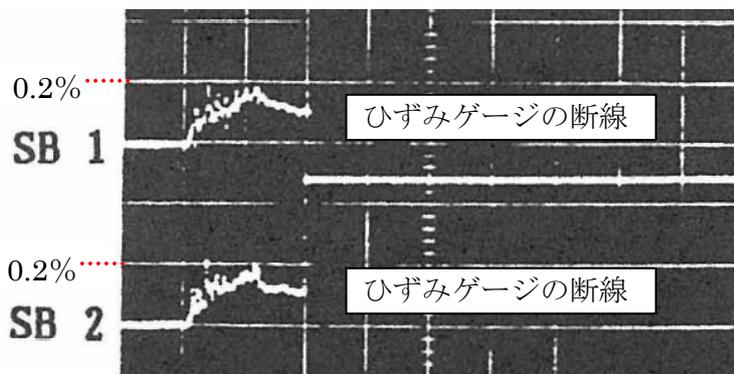
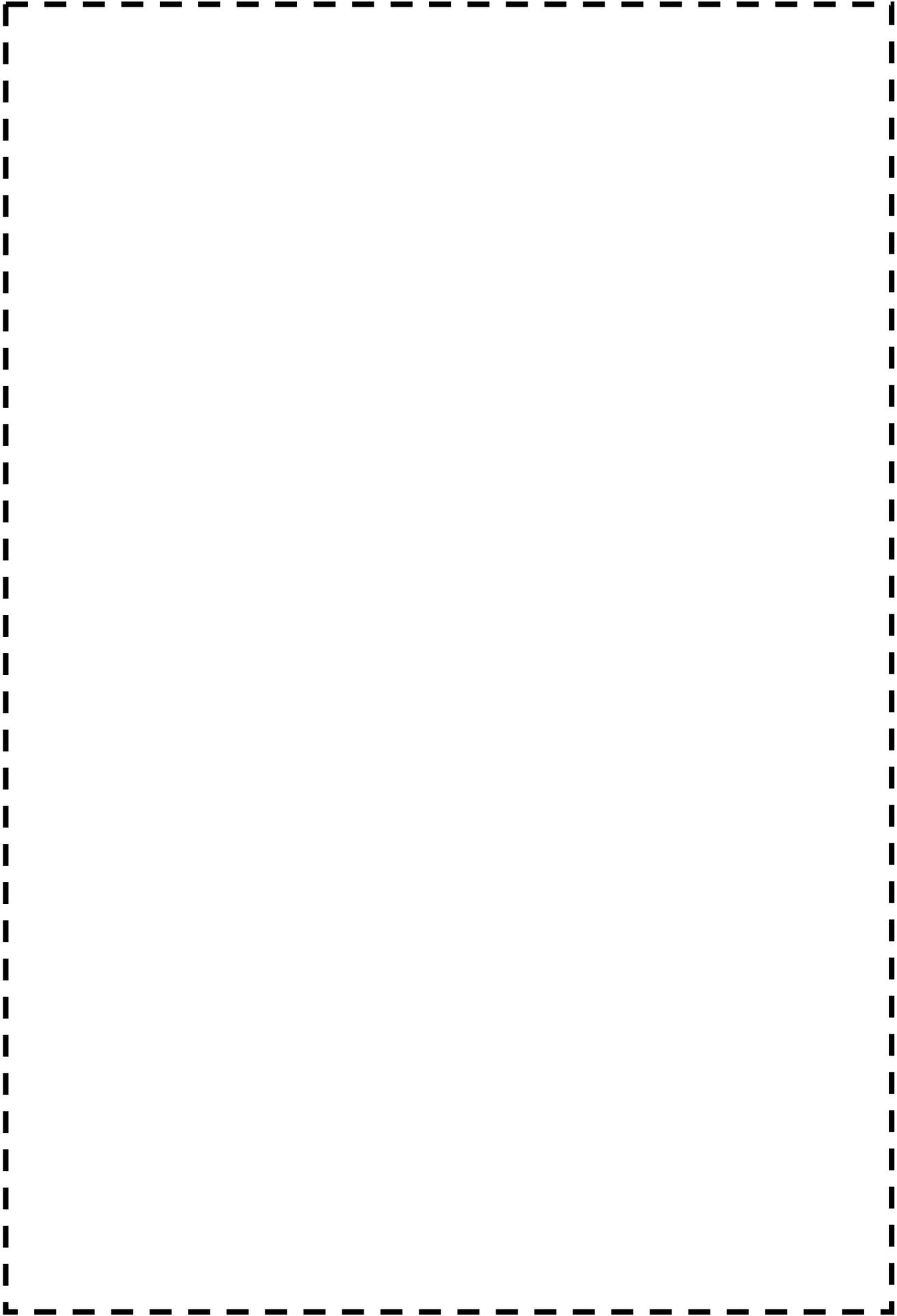
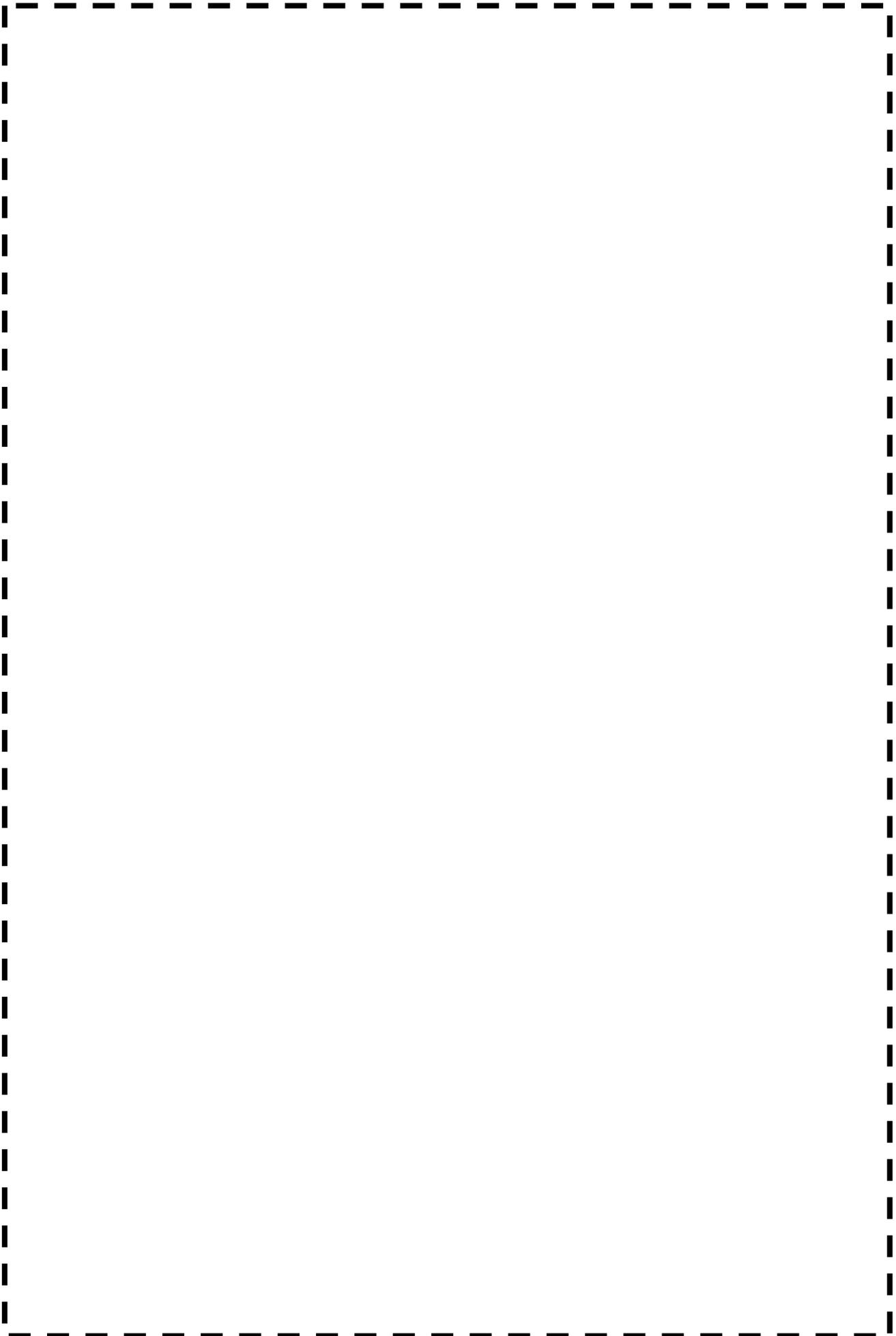


図 剛飛翔体の衝突速度 40m/s の裏面側鉄筋ひずみ時刻歴 (RC 板厚 : 40cm の場合)

※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。





竜巻防護施設の外郭とな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 FEM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（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 5「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

(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型鋼であるため、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

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。

また、荷重については、飛来物の衝突のほかに、風圧力による荷重、気圧差による荷重及び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。

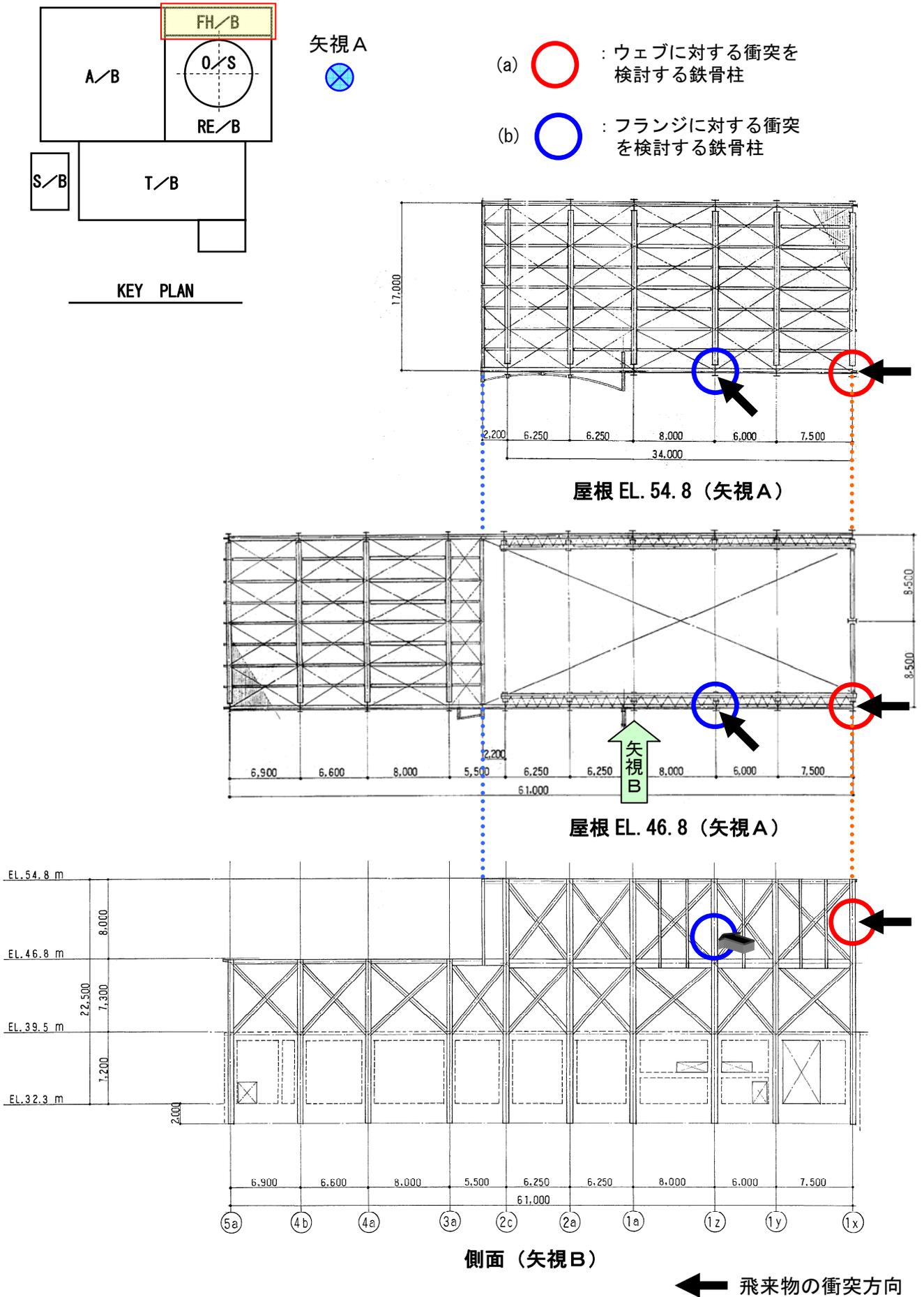
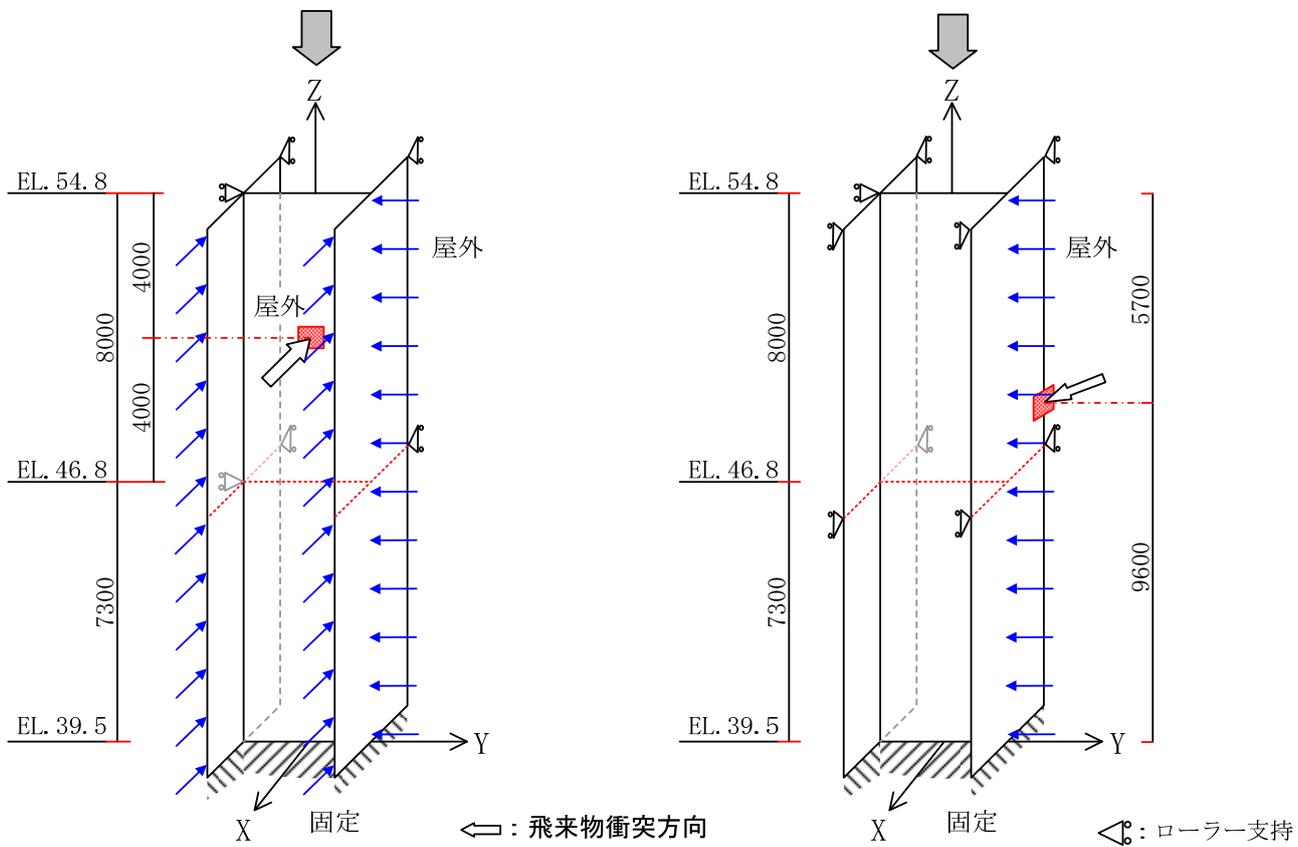
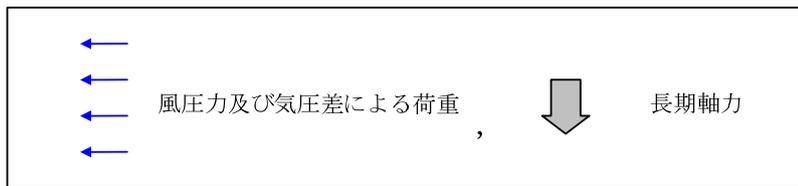


図 2. 1 検討対象とした鉄骨柱の位置図



(a) ウェブに対する衝突モデル

(b) フランジに対する衝突モデル

図 2. 2 鉄骨柱解析モデル概略図

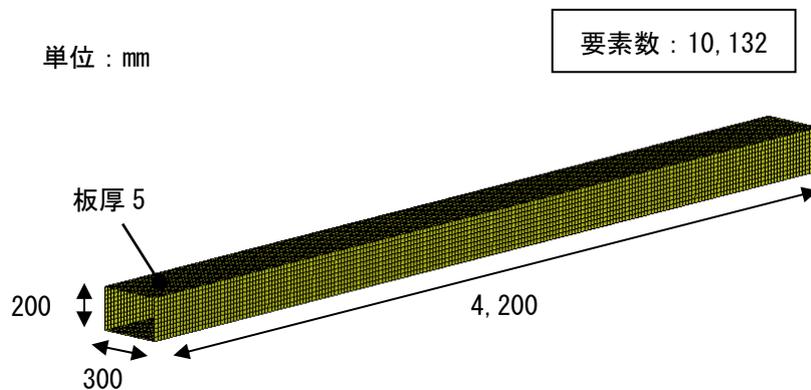


図 2. 3 飛来物（鋼製材）解析モデル

表 2. 3 鉄骨柱断面への飛来物の衝突位置と角度

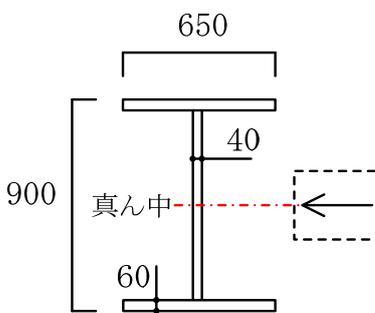
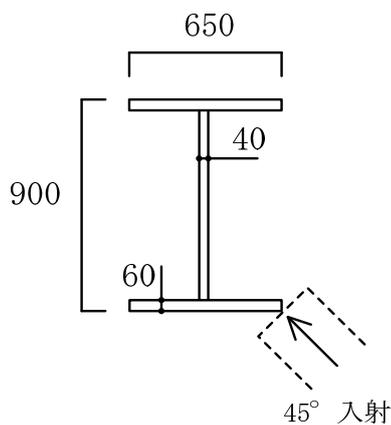
	①ウェブへの衝突	②フランジへの衝突
柱の位置	建屋隅角部	建屋中央近傍部
衝突位置	 <p>単位 : mm</p>	 <p>単位 : mm</p>
衝突角度	ウェブに垂直	45°

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。

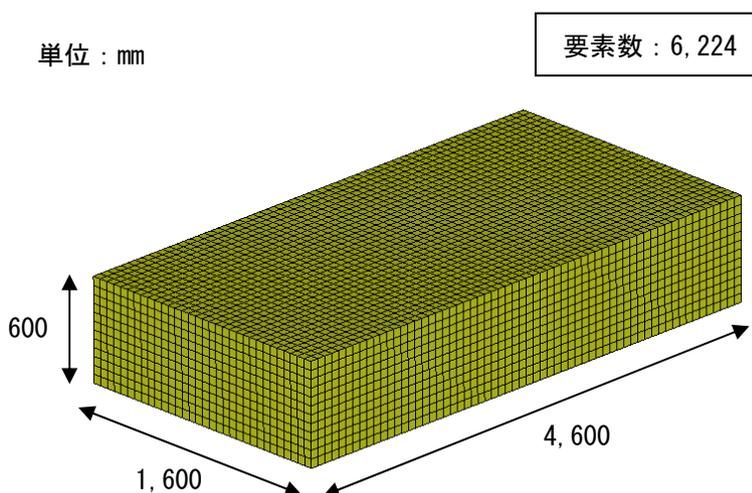


図 2. 4 飛来物（乗用車）解析モデル

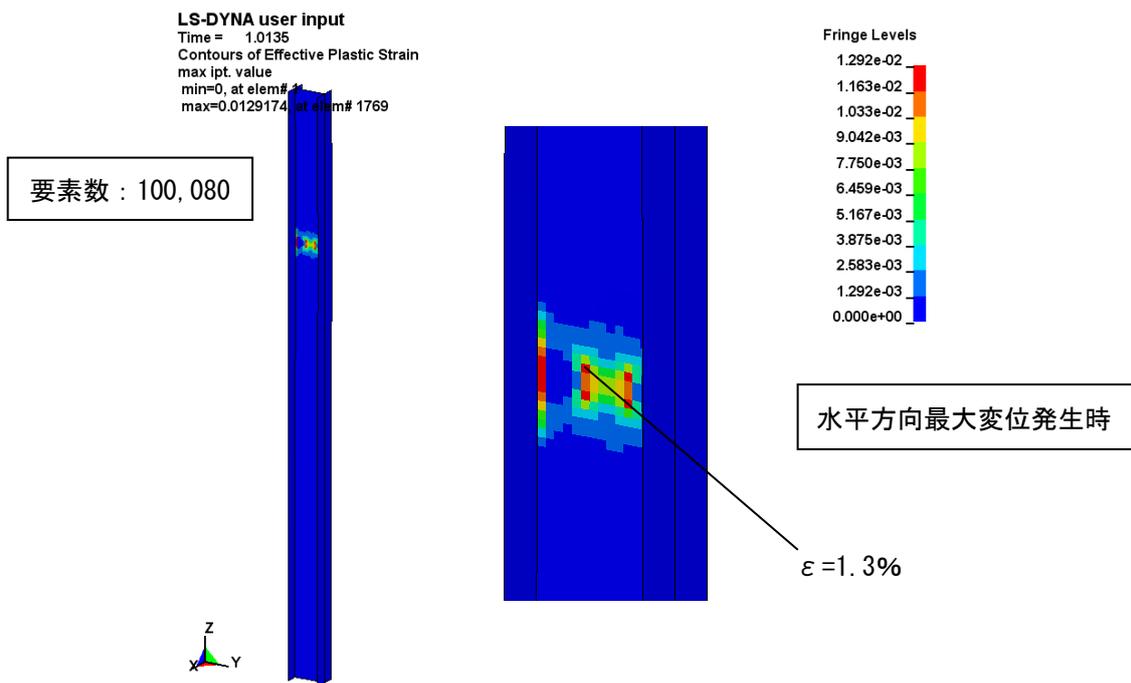
3. 評価結果

(1) 鋼製材衝突

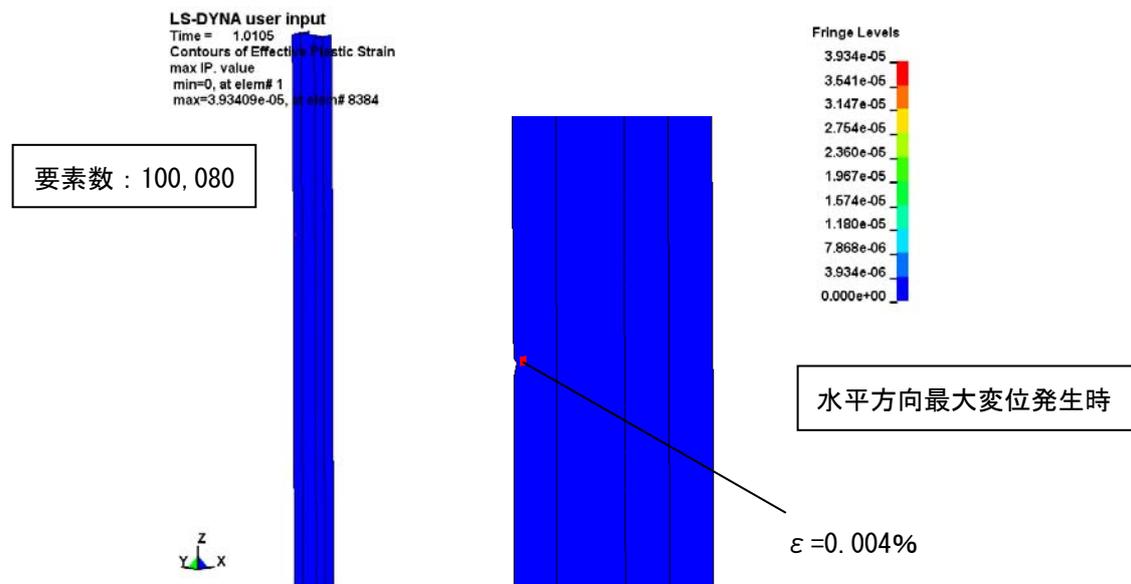
衝突点近傍の相当塑性ひずみ分布図を図 3.1 に示す。

飛来物の衝突により、塑性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。

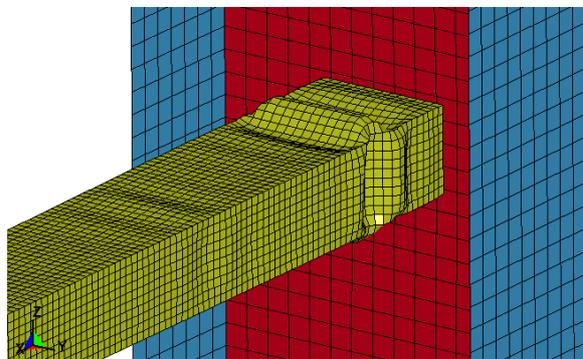
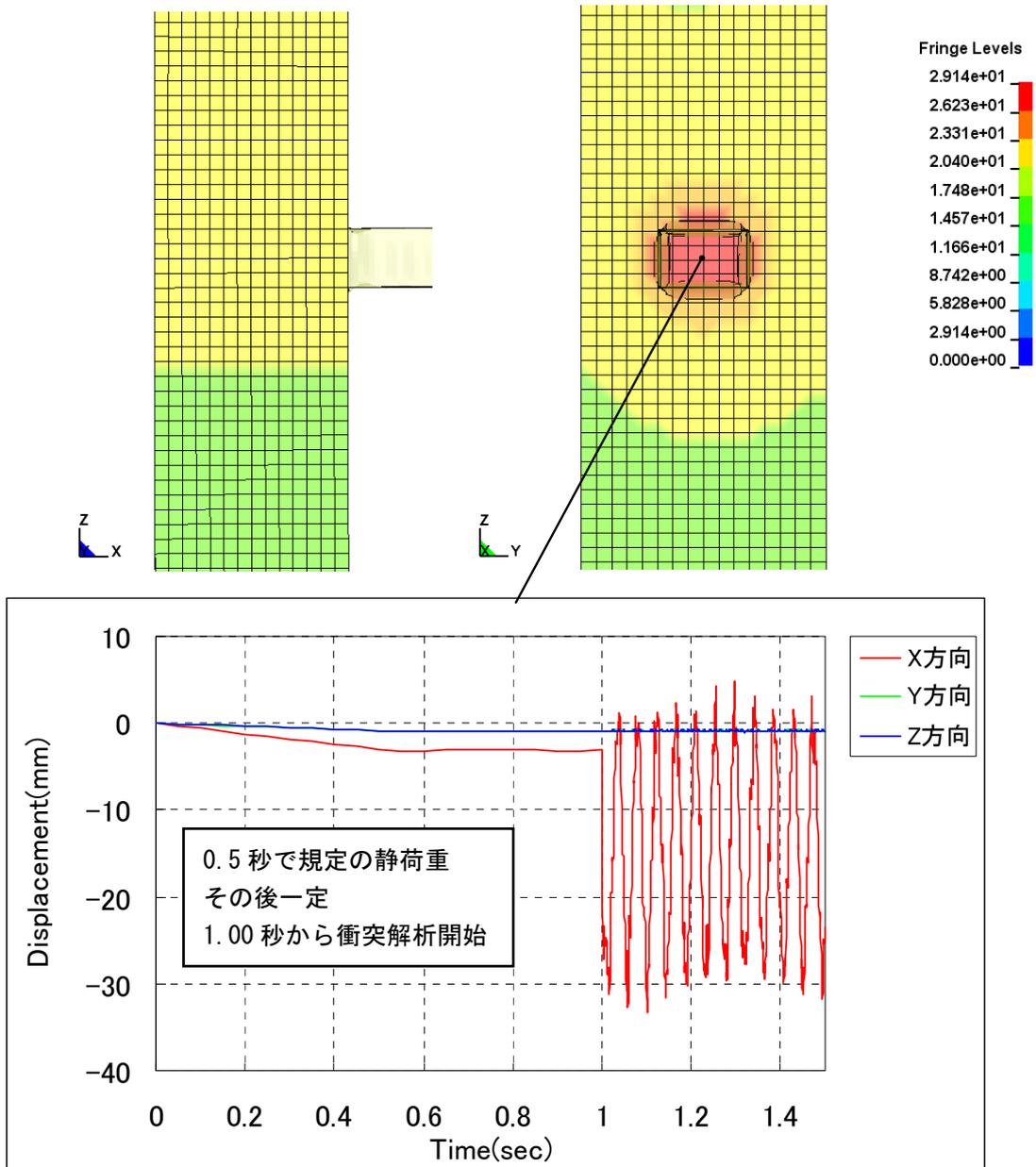


(a) ウェブに対する衝突



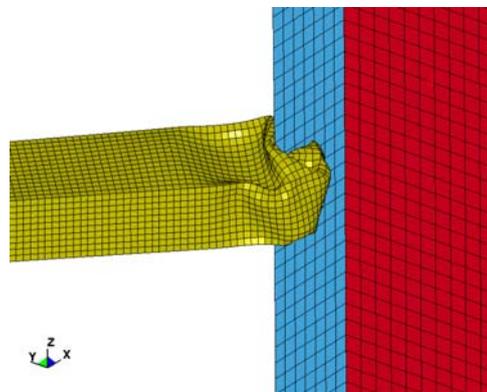
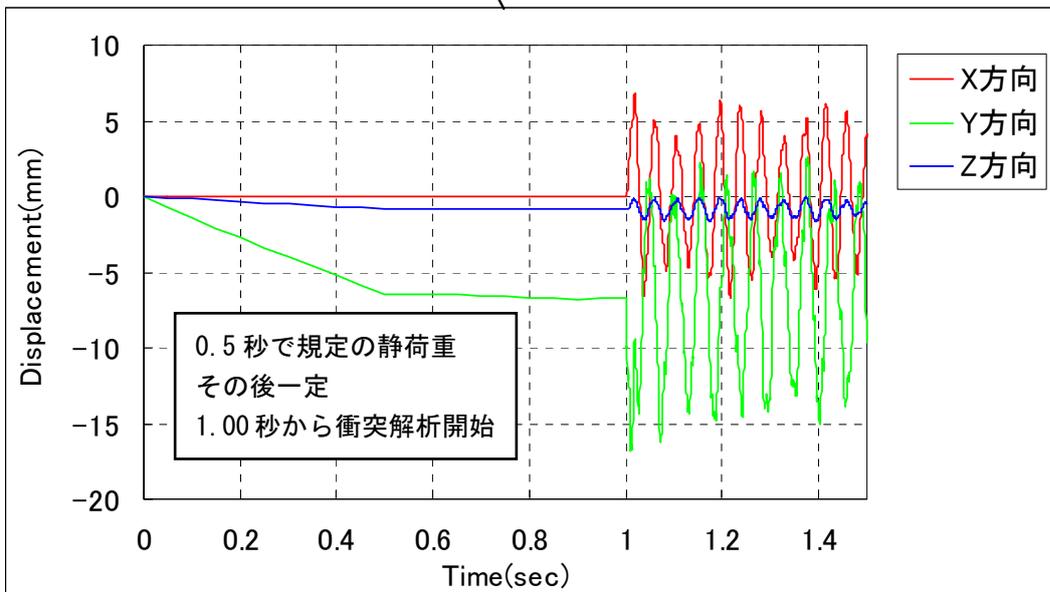
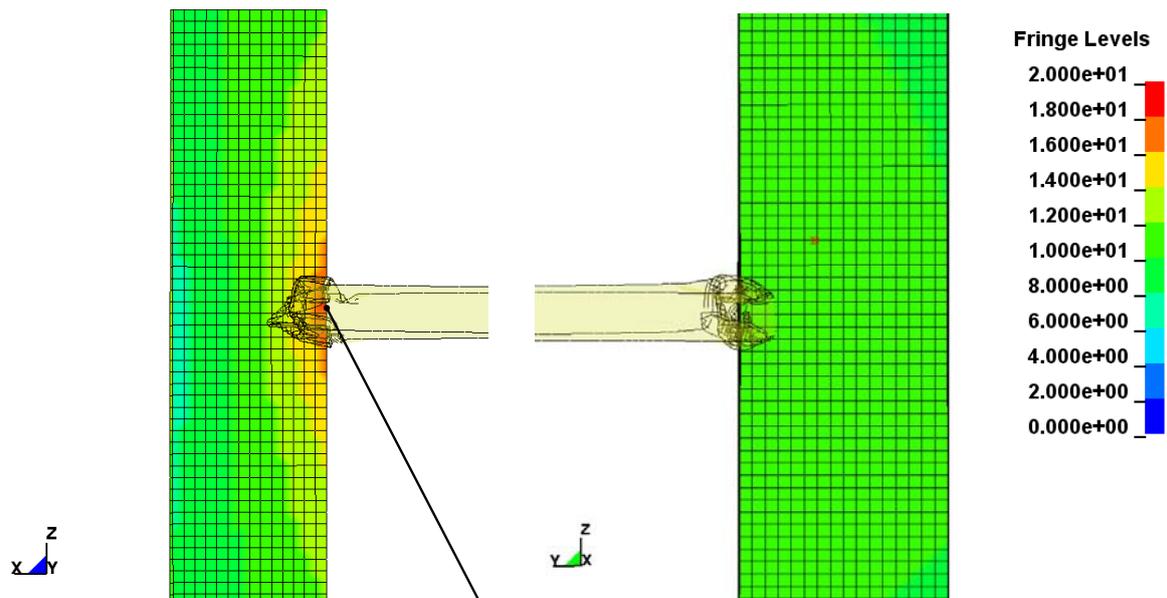
(b) フランジに対する衝突

図 3. 1 衝突部の相当塑性ひずみ分布（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

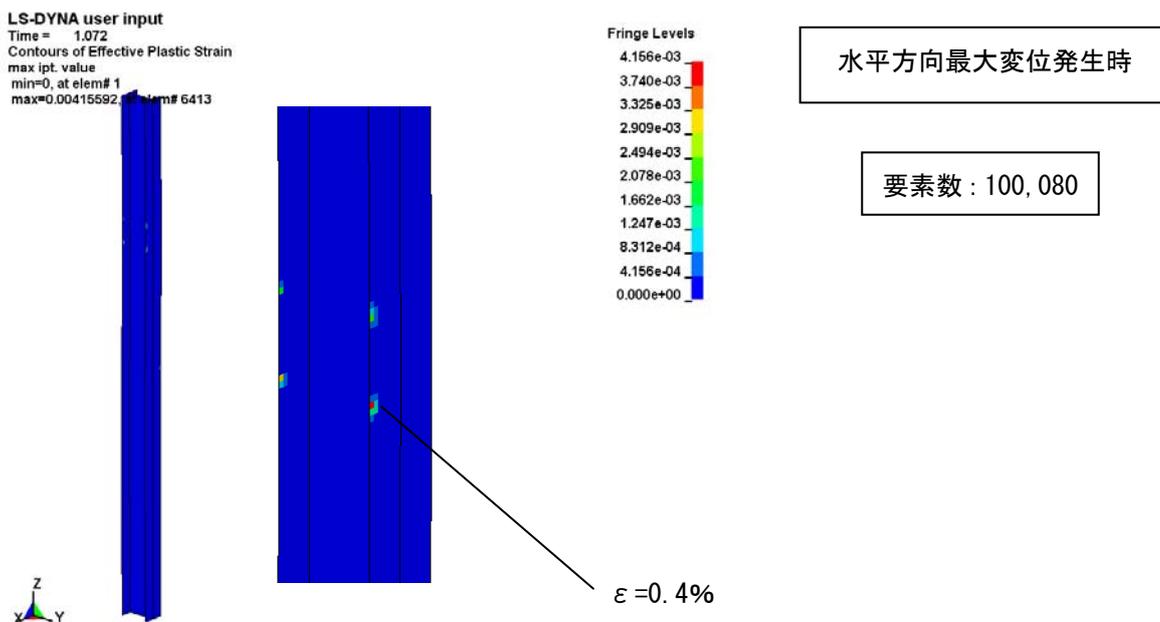
図 3. 3 フランジ衝突部変位の時刻歴推移 (鋼製材)

(2) 乗用車衝突

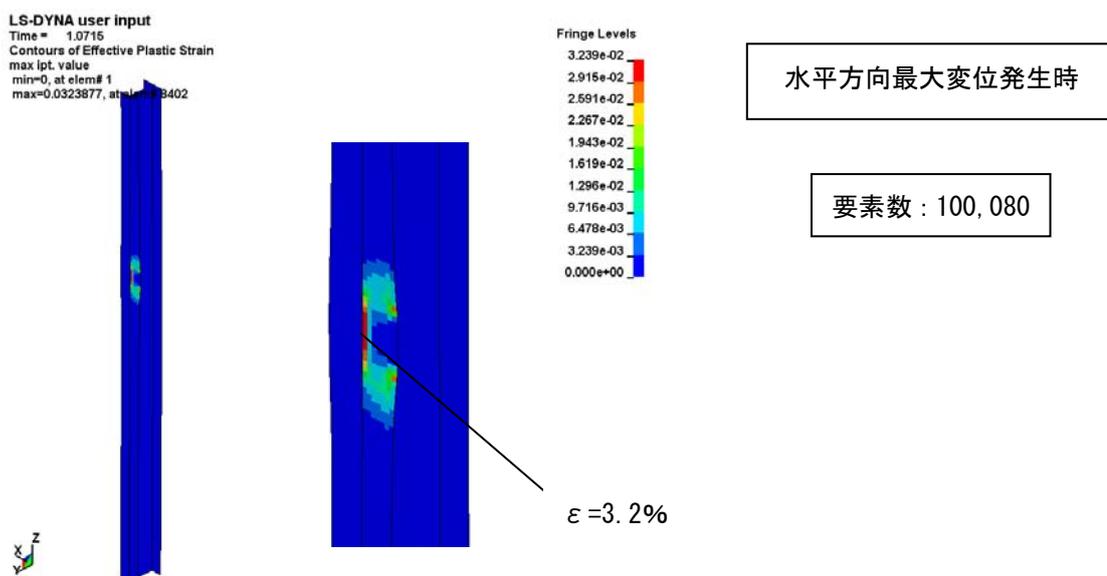
衝突点近傍の相当塑性ひずみ分布図を図 3.4 に示す。

飛来物の衝突により、塑性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。

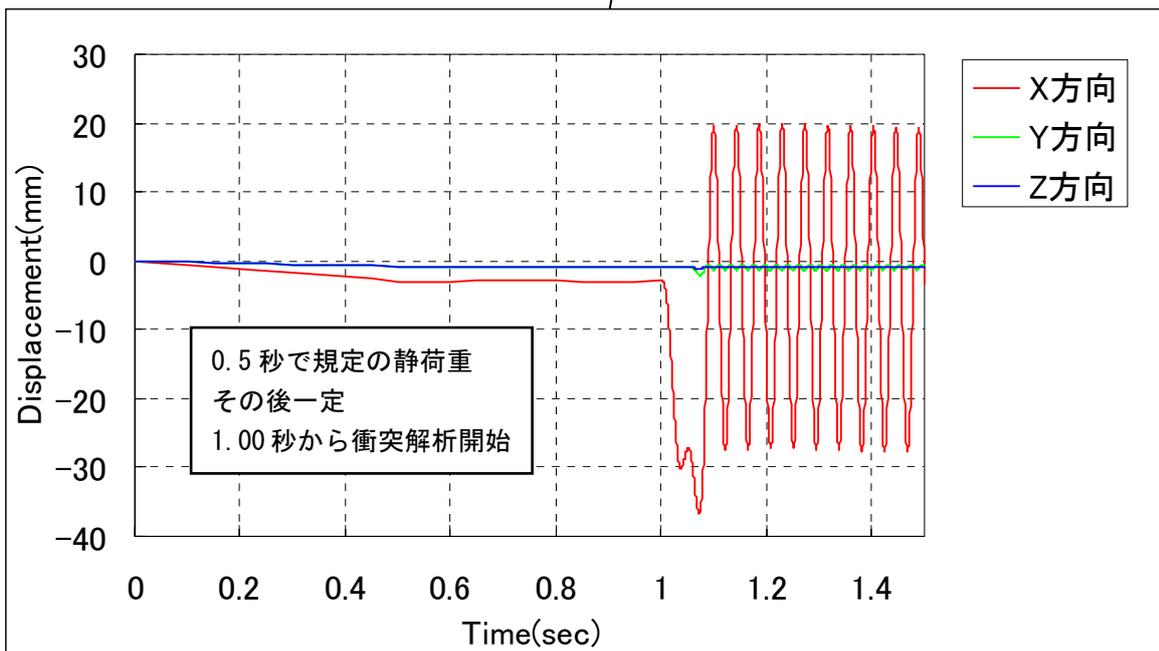
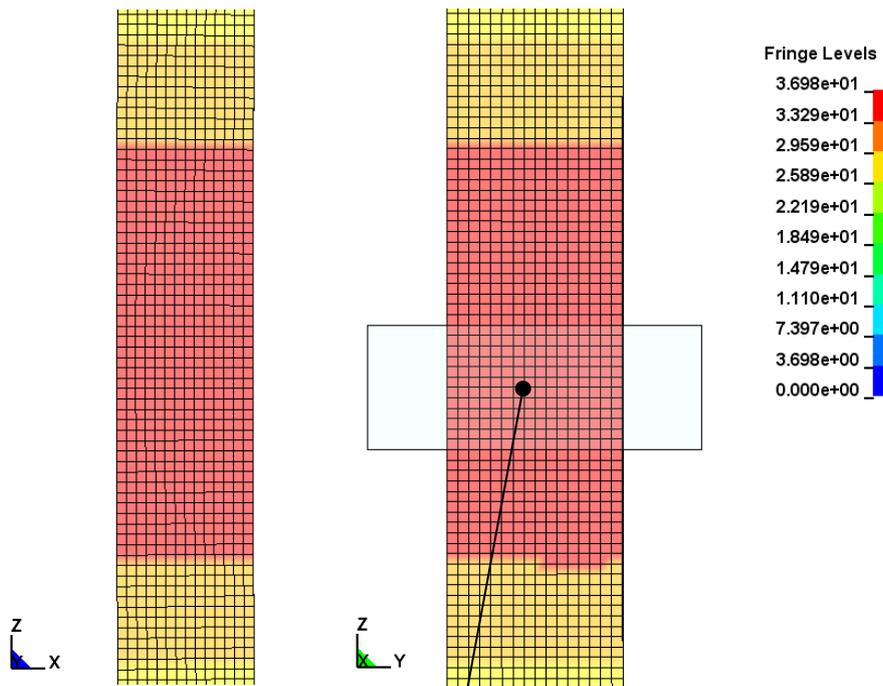


(a) ウェブに対する衝突



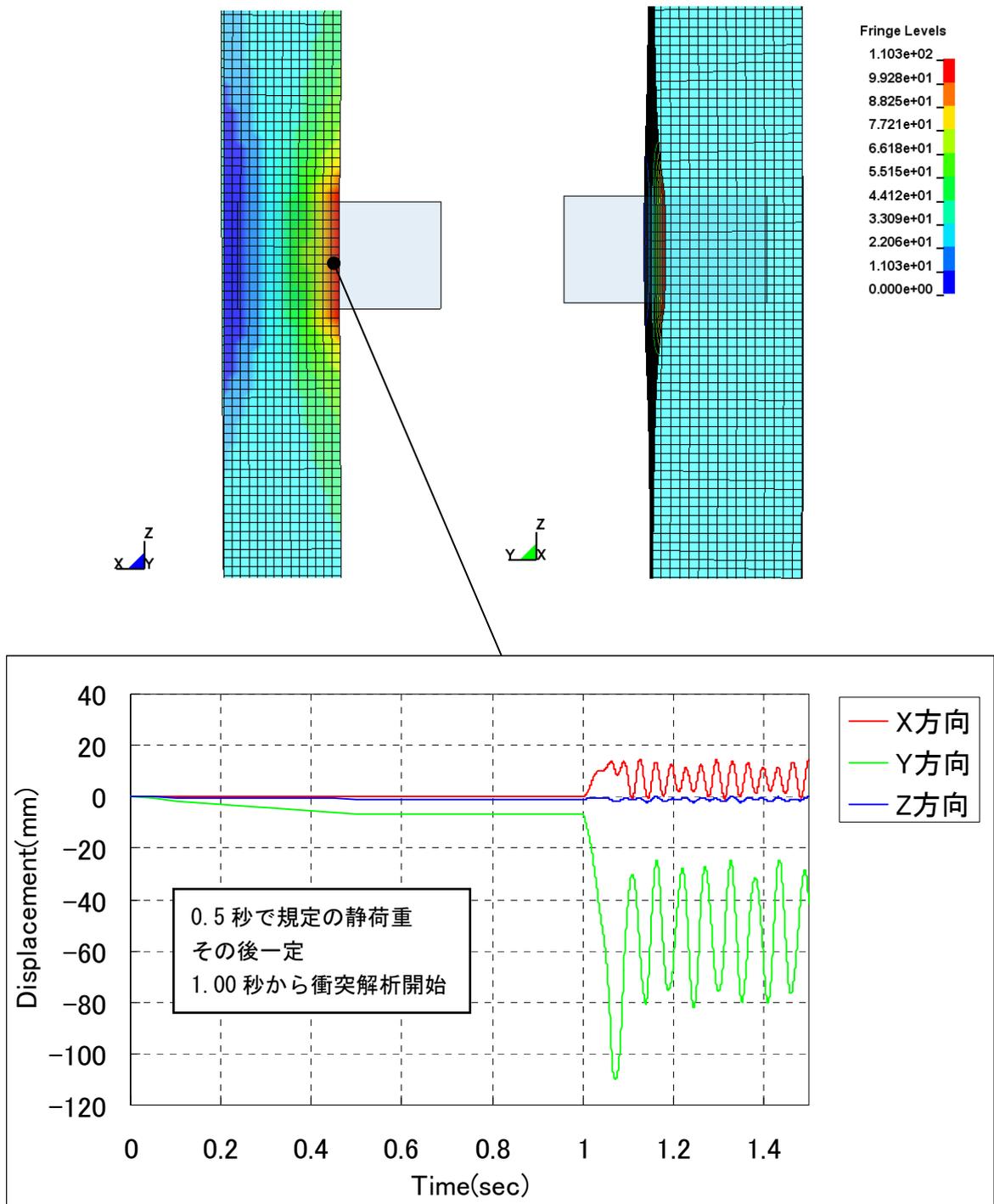
(b) フランジに対する衝突

図 3. 4 衝突部の相当塑性ひずみ分布（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、鉛直荷重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。

竜巻防護施設の外殻となる施設の開口部(扉類)の評価

1. 竜巻防護施設の外殻となる施設の外壁面に設置されている扉類

W_{T1} (W_P)、 W_{T2} ($W_W + 0.5W_P$) に対し開放または破損する恐れのある扉類があることから、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した。

(1) 内包する設備

設計竜巻により生じる気圧差 ($89\text{hPa}=0.0089\text{MPa}$) の負圧が生じた場合、以下の理由から竜巻防護施設を含めた建屋内に設置される機械設備、電気・電源設備、換気空調設備、計装設備の機能に影響を与えるようなことはない。

a. 機械設備

機械設備 (ポンプ、容器、配管 (弁) 及び熱交換器) の気圧差を受ける部位の評価結果を表 1.1 に示す。

表 1.1 機械設備の気圧差評価

機種	気圧差を受ける部位	評価
ポンプ	ケーシング	機械設備の使用圧力は、MPa 台であり 89hPa の気圧差が生じても機能に影響を与えることはない。大気開放の容器については、気圧差が生じても十分な強度を有することから機能への影響はない。
容器	胴板、鏡板	
配管、弁	配管、弁箱、弁蓋	
熱交換器	胴板、鏡板	

b. 換気空調設備

換気空調設備 (ダクト、ダンパ、ファン) の気圧差を受ける部位の評価結果を表 1.2 に示す。

表 1.2 換気空調設備の気圧差評価

機種	気圧差を受ける部位	評価
ダクト	鋼板	資料-6 の設備の構造健全性確認において、建屋内が閉じた状態で気圧差による健全性評価を実施し機能維持ができることを確認している。建屋が開放した状態は気圧差が閉じた場合よりも保守的になり機能維持は確保できる。
ダンパ	ケーシング	
ファン	ケーシング	

c. 電気・電源設備

電気設備^{*}は気圧差が生じて、電氣的な機能に影響を及ぼすことはない。

※：メタルクラッド開閉装置、動力変圧器、パワーセンタ、コントロールセンタ、モータ、電動装置（弁）、ケーブル、蓄電池、分電盤他

d. 計装設備

計装設備には、プロセス計測制御設備、制御設備及び空気作動装置（弁）がある。このうち、気圧差を受けるものは、プロセス計測制御設備のうち大気開放タンクの差圧式水位計測装置と空気作動装置（弁）がある。

これらの設備に気圧差が生じた場合の評価結果を表 1.3 に示す。

表 1.3 計装設備の気圧差評価

機種	評価
差圧式水位計測装置	気圧差が生じ、大気開放タンクの内圧が低下し、ほぼ同時に差圧式水位計測装置受圧部（高圧側、低圧側）も圧力が低下するため、水位計測側信号の変化は無いが極めて小さい。 ^{※1}
空気作動装置（弁）	空気作動装置（弁）には、ON-OFF 弁（F.0 弁, F.C. 弁）と、制御弁がある。各状態について評価した。 評価した結果、機能に影響がないことを確認した。（資料 6-添付資料 7-3 図 1.1 参照）

※1：資料-8に同様の評価を実施している。

(2) 外部環境

扉の内側は非管理区域、または汚染区域ではない管理区域（汚染の恐れのない管理区域相当）であり、気圧差により開口部（扉）が開放された場合を想定しても、環境に影響を及ぼすような放射性物質の放出はないものと考えられる。

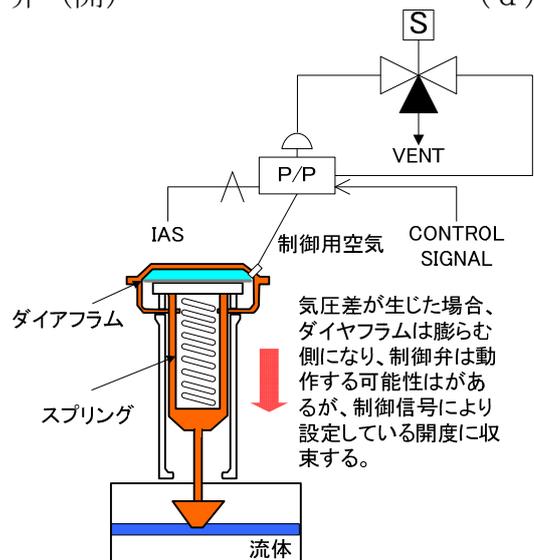
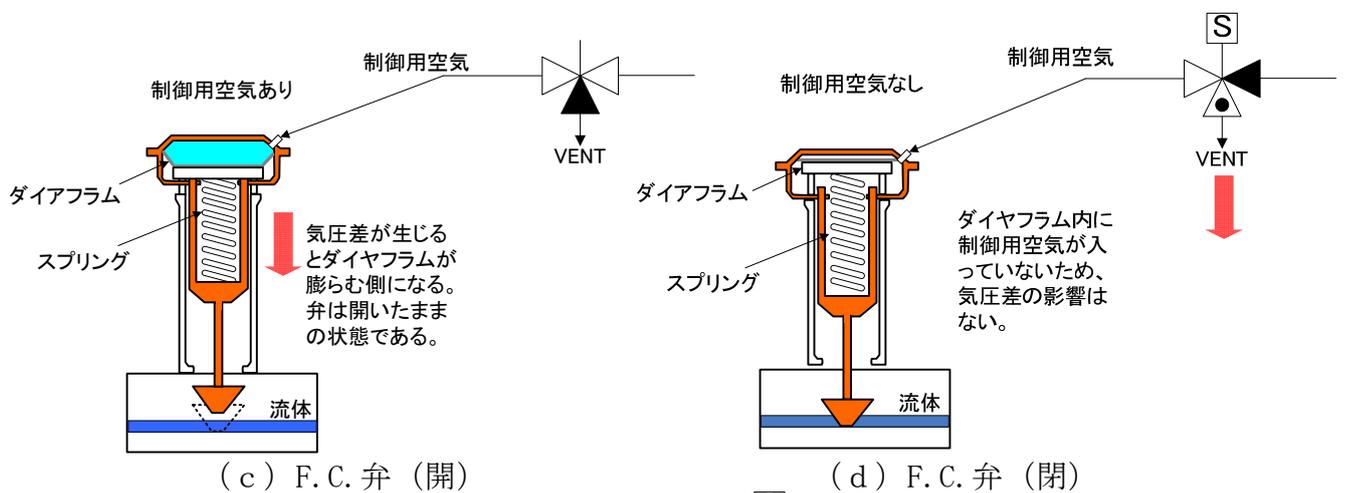
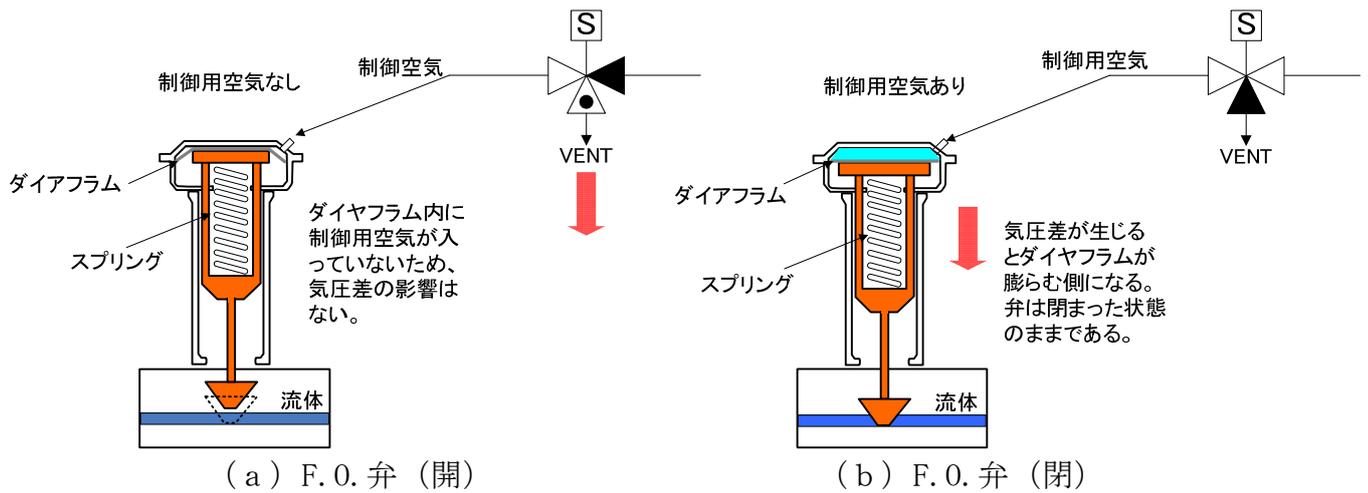


図 1.1 空気作動装置 (弁) 空気配管図

2. 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
 竜巻防護施設の外殻となる施設の外壁面に設置された開口部（扉類）について、「設計飛来物による影響の有無」という観点で抽出した。
 抽出結果・評価結果を表 2.1 及び図 2.1 に示す。

表 2.1 施設の開口部(扉類)と内部の防護対象設備(系統・機器) (1/2)

開口部の分類	E. L. (m)	建屋	開口部(扉類)	竜巻防護設備 (系統・機器)	開口寸法 W×H (mm)	風圧力・気圧差による開放等の有無	飛来物による貫通の有無
設計飛来物の貫通により竜巻防護施設に影響を及ぼし得る扉類	出入口扉	R/B	101	10. 補助給水配管	900×2000		
		A/B	201	11. 制御用空気配管	900×2000		
	スライディングドア	R/B	701	23. 使用済燃料ピット	5500×6000		
	水密扉	A/B	WTD-12	6. 非常用ディーゼル発電機	5000×5200		
		A/B	WTD-13	6. 非常用ディーゼル発電機	5000×5200		
	ブローアウトパネル	R/B	BP-201	13. タービン動補助給水ポンプ駆動蒸気配管	2570×2370		
		R/B	BP-401	17. 補助給水配管	4410×2340		
		R/B	BP-501	22. 主蒸気配管	2780×4420		
		R/B	BP-701	24. 主蒸気配管	1150×2110		
		R/B	BP-702	24. 主蒸気配管	3520×2120		
		R/B	BP-703	24. 主蒸気配管	3820×2120		
	点検扉	A/B	SSD-501	19. 制御用空気配管 20. 中央制御室空調設備	900×2000		
		A/B	SSD-502	18. 非常用ディーゼル発電機室給気ファン	900×2000		
		R/B	SSD-702	26. 電動補助給水ポンプ室給気ファン	700×2000		
		R/B	SSD-703	26. 電動補助給水ポンプ室給気ファン	700×2000		
		R/B	SSD-704	25. 制御用空気圧縮機室給気ファン	700×2000		
		R/B	SSD-705	25. 制御用空気圧縮機室給気ファン	700×2000		
		A/B	SSD-801	27. 空調用冷凍機サージタンク 28. 原子炉補機冷却水サージタンク	900×2000		
		A/B	SSD-709	29. 蓄電池室排気ファン	900×1600		
		A/B	SSD-710	29. 蓄電池室排気ファン	900×1600		
換気フード	A/B	VL-201	12. 非常用ディーゼル発電機 制御用空気配管	1800×2850			
	A/B	VL-202	12. 非常用ディーゼル発電機 制御用空気配管	1800×2850			
	R/B	VL-204	13. タービン動補助給水ポンプ 駆動蒸気配管	750×750			
	R/B	VL-305	15. 補助給水配管	1000×1100			
	R/B	VL-306	16. タービン動補助給水ポンプ 駆動蒸気配管	1680×1700			
	R/B	VL-501	22. 主蒸気配管	4000×2500			

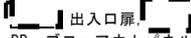
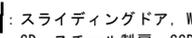
《開口部(扉)の凡例》
 出入口扉,  : スライディングドア, WTD: 水密扉
 BP: ブローアウトパネル, SD: スチール製扉, SSD: ステンレス製扉, VL: 換気フード

表 2.1 施設の開口部(扉類)の分類と内部の防護対象設備(系統・機器) (2/2)

開口部の分類	E. L (m)	建屋	開口部(扉類)	竜巻防護設備 (系統・機器)	開口寸法 W×H (mm)	風圧力・気圧差 による開放等の有無	飛来物による 貫通の有無
タービン建屋等により設計飛来物の影響を受けない扉類	水密扉	A/B	WTD-01	1. 原子炉補機冷却海水管等	900×2000		
		R/B	WTD-08	5. 海水管	900×2000		
		R/B	WTD-07		1000×2000		
		R/B	WTD-20		1200×2000		
		R/B	WTD-19	8. 制御用空気圧縮機	1800×2000		
		A/B	WTD-02		1800×3000		
		A/B	WTD-04		1800×3000		
		A/B	WTD-03	2. 原子炉補機冷却水ポンプ 3. 原子炉補機冷却水冷却器 4. 空調用冷凍機	1850×1875		
		A/B	WTD-05		1850×1875		
	A/B	WTD-16	7. 安全系電気設備	2400×3000			
	A/B	WTD-17		2400×3000			
	ブローアウトパネル	R/B	WTD-21	9. 電動補助給水ポンプ	2600×2550		
		R/B	BP-301	14. 主蒸気配管	4510×4270		
		R/B	BP-302		4210×5020		
		R/B	BP-502		3930×4120		
点検扉	R/B	BP-503	21. 主蒸気配管	3630×3320			
	R/B	SD-316	14. 主蒸気配管	900×2000			
	R/B	SD-314	15. 補助給水配管	1960×1980 (両開き980+980)			
竜巻防護施設を内包していないエリアの外壁面に設置された扉類	出入口扉	A/B	L-301	—	900×2000		
		A/B	L-501	—	900×2000		
		A/B	L-601	—	900×2000		
		A/B	L-702	—	900×2000		
		R/B	L-703	—	900×2000		
		A/B	L-701	—	5000×5000		
	スライディングドア	R/B	L-702	—	5400×6000		
		A/B	WTD-06	—	900×2000		
	水密扉	A/B	WTD-10	—	900×2000		
		A/B	WTD-11	—	900×2000		
		A/B	WTD-14	—	1450×2600		
		A/B	WTD-18	—	1690×2600		
		A/B	WTD-15	—	1800×2600		
		A/B	WTD-09	—	3800×4500		
		R/B	SD-707	—	600×2000		
		R/B	SD-708	—	600×2000		
	点検扉	R/B	SD-709	—	900×2000		
		A/B	SD-321	—	1500×2600 (900+600)		
		A/B	SD-340	—	1600×2100 (両開き800+800)		
		R/B	SD-507	—	1800×2000 (両開き900+900)		
		R/B	SD-511	—	1800×2000 (両開き900+900)		
		A/B	SD-522	—	1800×2200 (両開き900+900)		
		A/B	SD-523	—	1800×2200 (両開き900+900)		
		R/B	SSD-601	—	900×2000		
		A/B	SSD-702	—	900×2000		
		A/B	SSD-714	—	900×2000		
		A/B	SSD-716	—	900×2000		
		A/B	SSD-720	—	900×2000		
		R/B	SSD-701	—	900×2000		
		R/B	SSD-801	—	900×2000		
		A/B	SSD-701	—	1800×2000 (両開き900+900)		
		R/B	SSD-802	—	2300×2000 (両開き900+1400)		
	A/B	SSD-302	—	3160×2270 (両引戸780+780)			
	換気フード	R/B	VL-203	—	1900×1900		
		A/B	VL-801	—	4000×950		
	窓	A/B	AW-301	—	1350×1470		
		A/B	AW-302	—	1350×1470		
		A/B	AW-303	—	1350×1370		
		A/B	AW-304	—	1350×1370		

◻: 出入口扉, ◻: スライディングドア, WTD: 水密扉
 BP: ブローアウトパネル, SD: スチール製扉, SSD: ステンレス製扉, VL: 換気フード, AW: アルミ製窓

◻: 飛来物の貫通の有無の凡例
 —: 竜巻防護施設(系統・機器)は設置されているが、タービン建屋内等にある扉類であるため飛来物による影響を受けない
 ○: 設計飛来物が貫通した場合においても、竜巻防護施設に影響を及ぼさない

図 2.1 建屋開口部（扉類）の配置（1/9）

図 2.1 建屋開口部（扉類）の配置 (2/9)

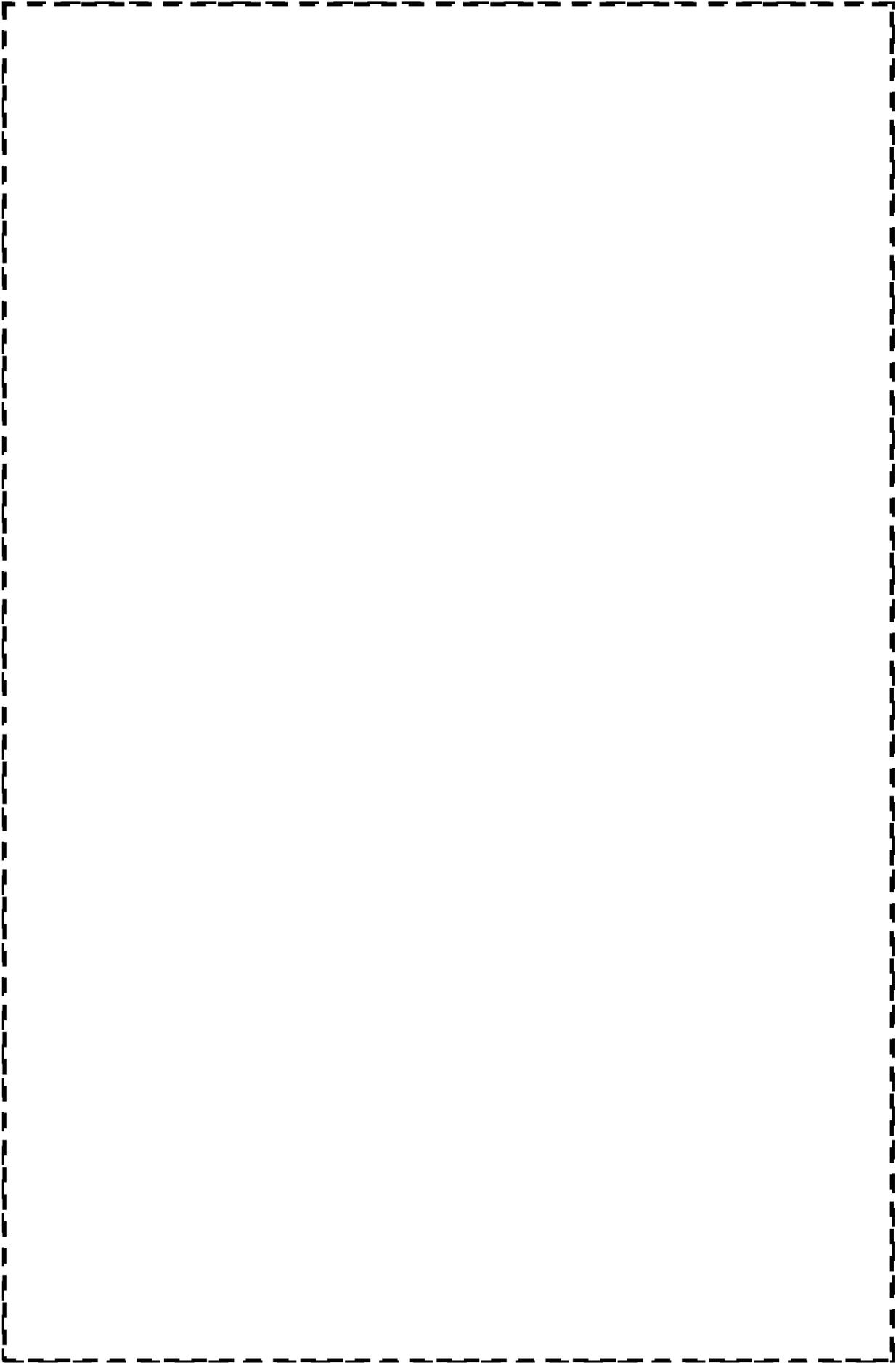


図 2.1 建屋開口部（扉類）の配置 (3/9)

図 2.1 建屋開口部（扉類）の配置（4/9）

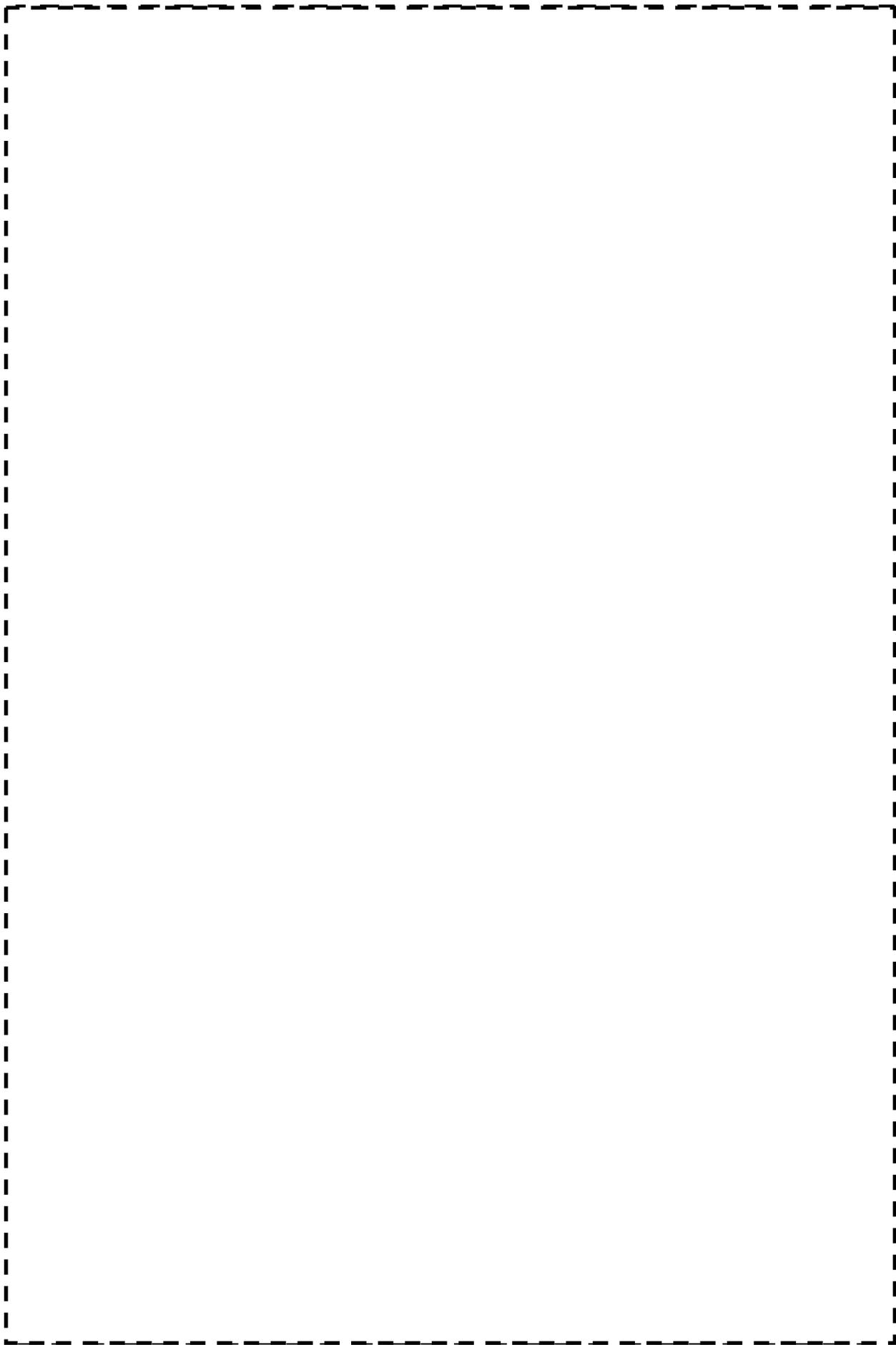


図 2. 1 建屋開口部（扉類）の配置（5/9）

図 2.1 建屋開口部（扉類）の配置 (6/9)

図 2.1 建屋開口部（扉類）の配置（7/9）

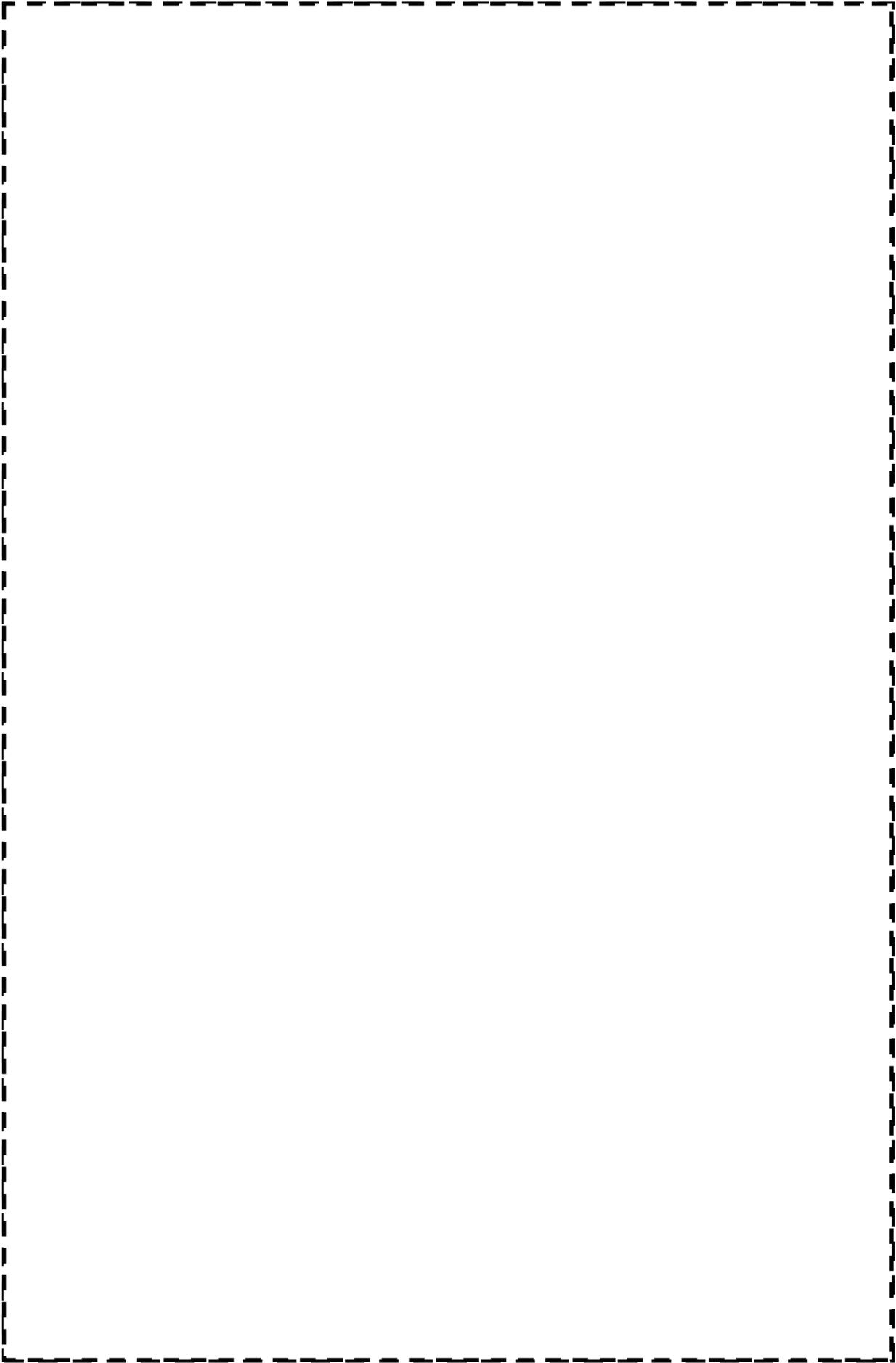


図 2.1 建屋開口部（扉類）の配置 (8/9)

図 2.1 建屋開口部（扉類）の配置 (9/9)

3. 竜巻防護施設の外殻となる施設の構造健全性(扉類)の評価

スライディングドアの概要図を図3.1に示す。スライディングドアが開放または破損した場合に、設計飛来物が竜巻防護施設に衝突する可能性があることから、設計竜巻による複合荷重 W_{T2} ($W_w + 0.5W_p$)により開放または破損しないことを確認する。

(1) 構造健全性の確認

設計竜巻による複合荷重 W_{T2} ($W_w + 0.5W_p + W_M$)により生じる応力を部材ごとに算出し、評価基準値以下であることを確認した。

表 3.1 に評価結果を示す。



図 3.1 スライディングドアの概要図

表 3. 1 スライディングドアの評価結果



4. 竜巻防護施設の外郭となる施設の構造健全性（扉）の解析評価

本資料は、竜巻防護施設の外郭となる施設の構造健全性（設計飛来物）の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. 水密扉評価
2. スライディングドア評価

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、「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。

4. 1. 水密扉評価

(1) 設計飛来物

設計飛来物は、表 4.1 に示すように、鋼製材、乗用車、鋼製パイプの 3 種類である。

水密扉の評価のため、衝突速度は水平方向のものをを用いる。

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 4.1 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

a. 鋼製材衝突

水密扉に表 4.2 及び図 4.1 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 4.2 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)
水密扉	鋼製材	長さ 4,200×幅 300× 奥行 200×板厚 5	135	57	220

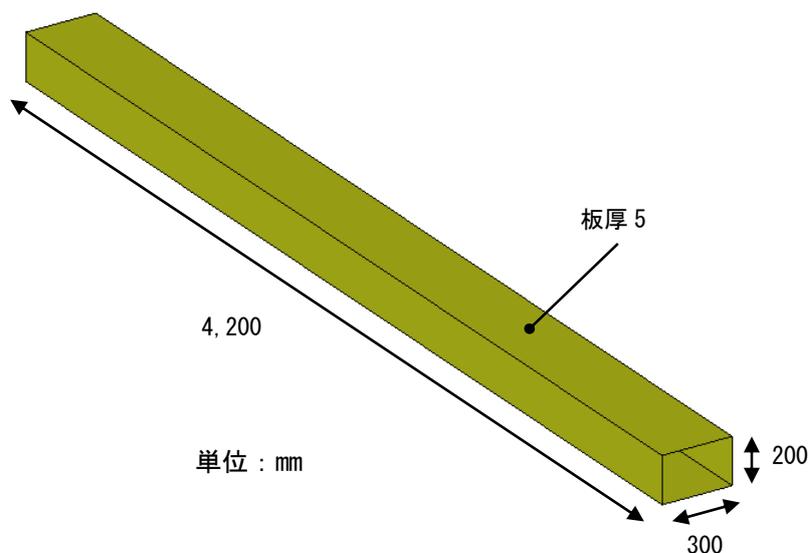


図 4.1 鋼製材の構造概要

①解析方法

衝突面は、300mm×200mm の長方形面とする。

図 4.2 に示すように、水密扉は、鋼板及び鉄骨で構成されている。

水密扉の解析モデル（概要）を図 4.3 に、鋼板、鉄骨等の解析モデルを図 4.4, 図 4.5 に示す。

鋼板及び鉄骨にはシェル要素を適用した。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。

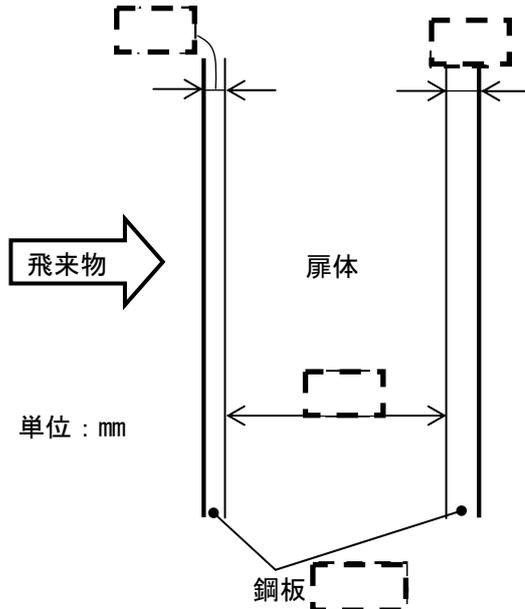


図 4.2 水密扉構造図（概要）

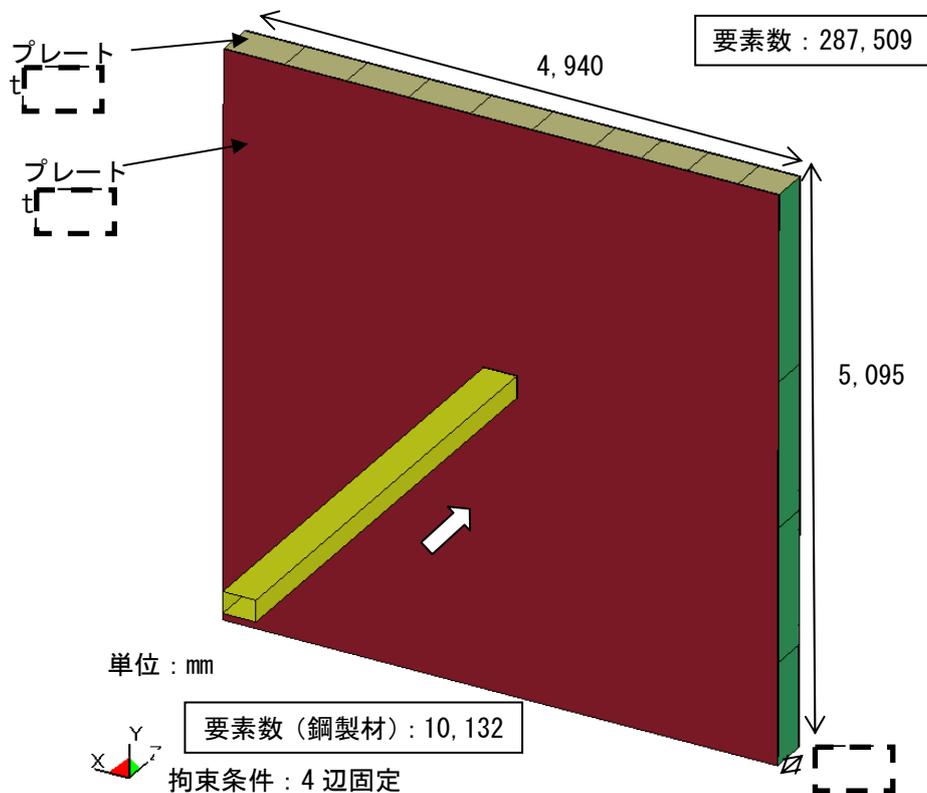


図 4.3 解析モデル（概要）

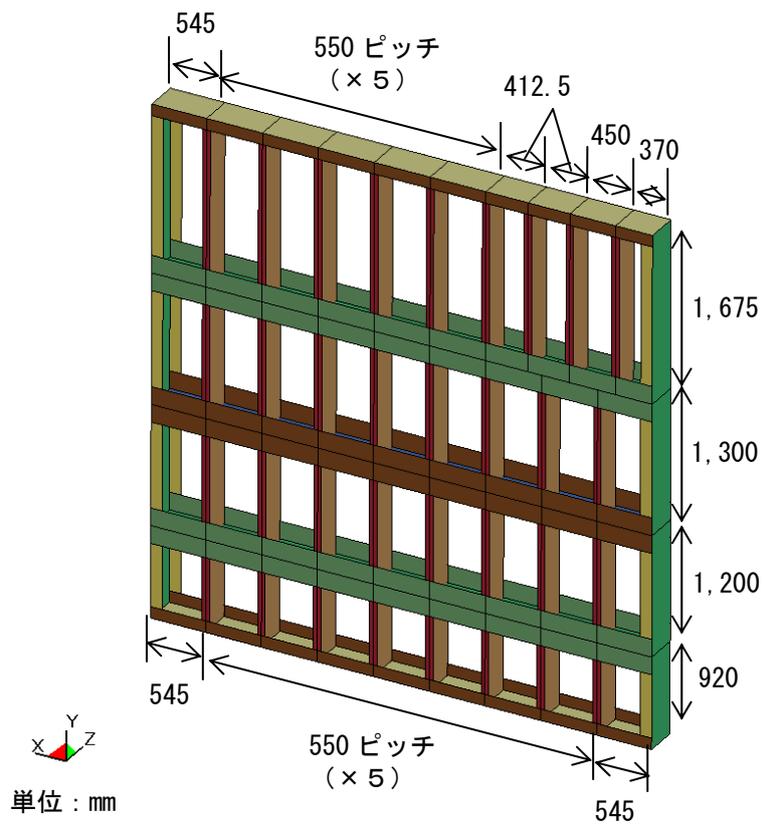
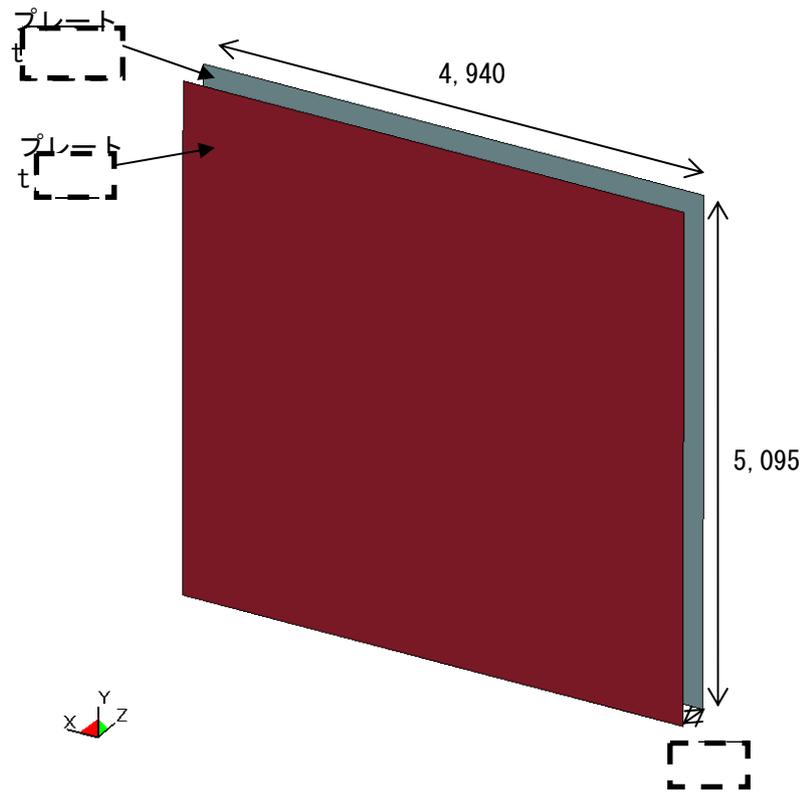


図 4.4 解析モデル (鋼板、鉄骨の配置)

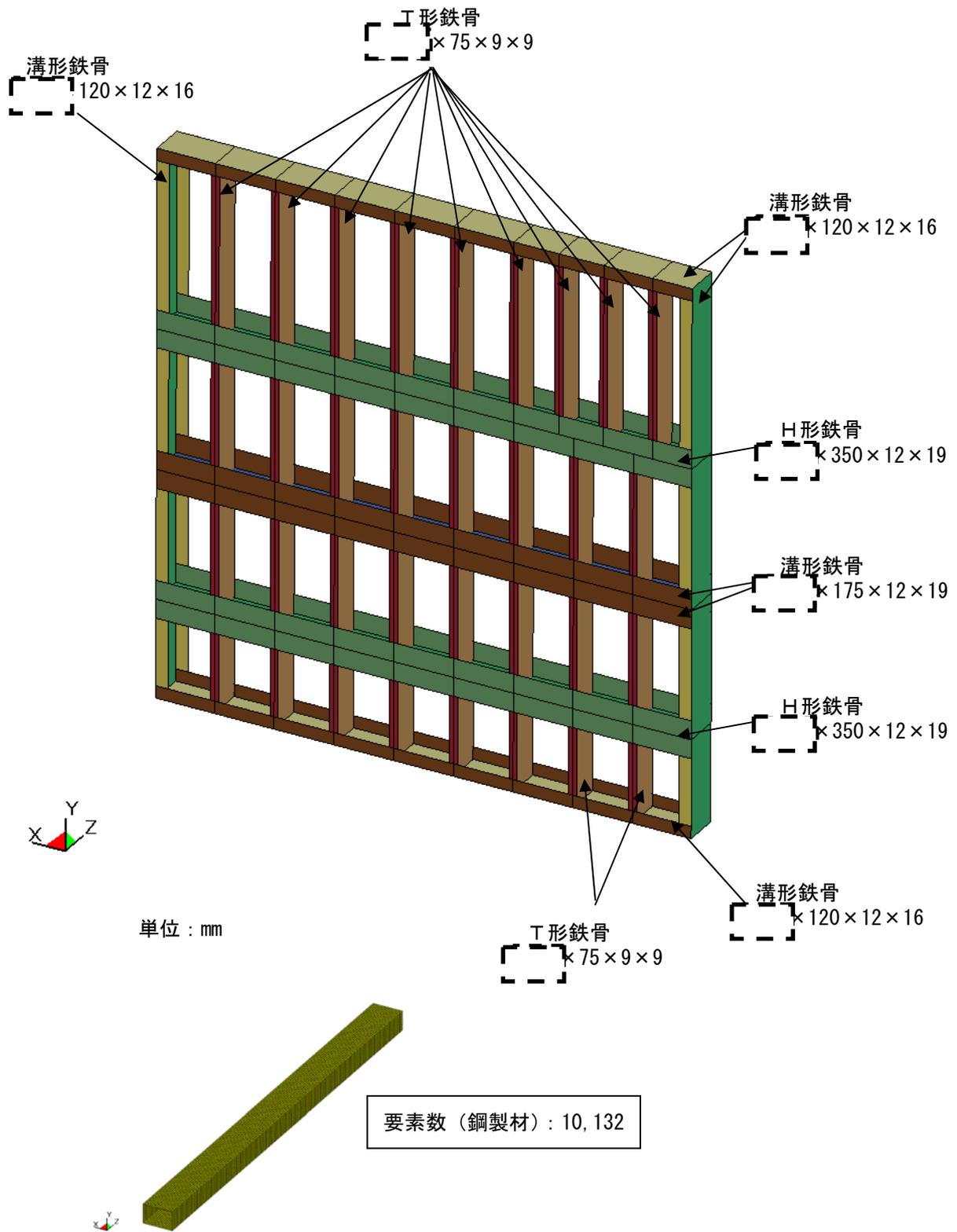


図 4.5 解析モデル (鉄骨、鋼製材)

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 4.6 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水密扉の内部エネルギーに変換され、水密扉に加えられるエネルギーの最大値は 216kJ である。

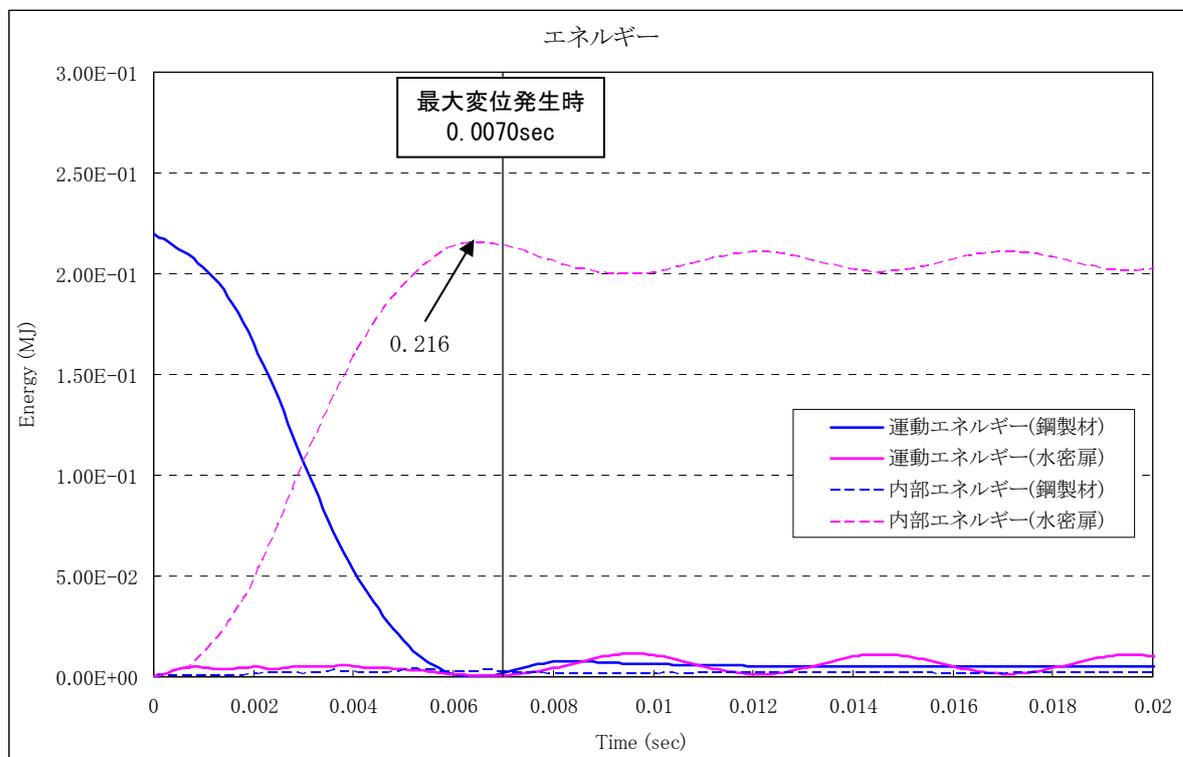


図 4.6 衝突エネルギーの時刻歴推移

水密扉の衝突面（表側）及び反衝突面（裏側）の発生応力を図 4.7 に、相当塑性ひずみを図 4.8 に示す。

また、水密扉の鉄骨の発生応力を図 4.9 に、相当塑性ひずみを図 4.10 に示す。

破断ひずみ到達後のカットオフを行っていないため、水密扉の衝突面（表側）の最大塑性ひずみはかなりの範囲で破断ひずみ（当該板厚の規格値 $\left[\frac{\sigma}{\sigma_{0.2}} \right]$ ）を超えている部分がある。したがって、鋼製材が貫通する可能性があるが、反衝突面（裏側）鋼板及び鉄骨の最大塑性ひずみが破断ひずみ $\left[\frac{\sigma}{\sigma_{0.2}} \right]$ 以下であることから、大変形は残るが、鋼製材は貫通しないと判断している。

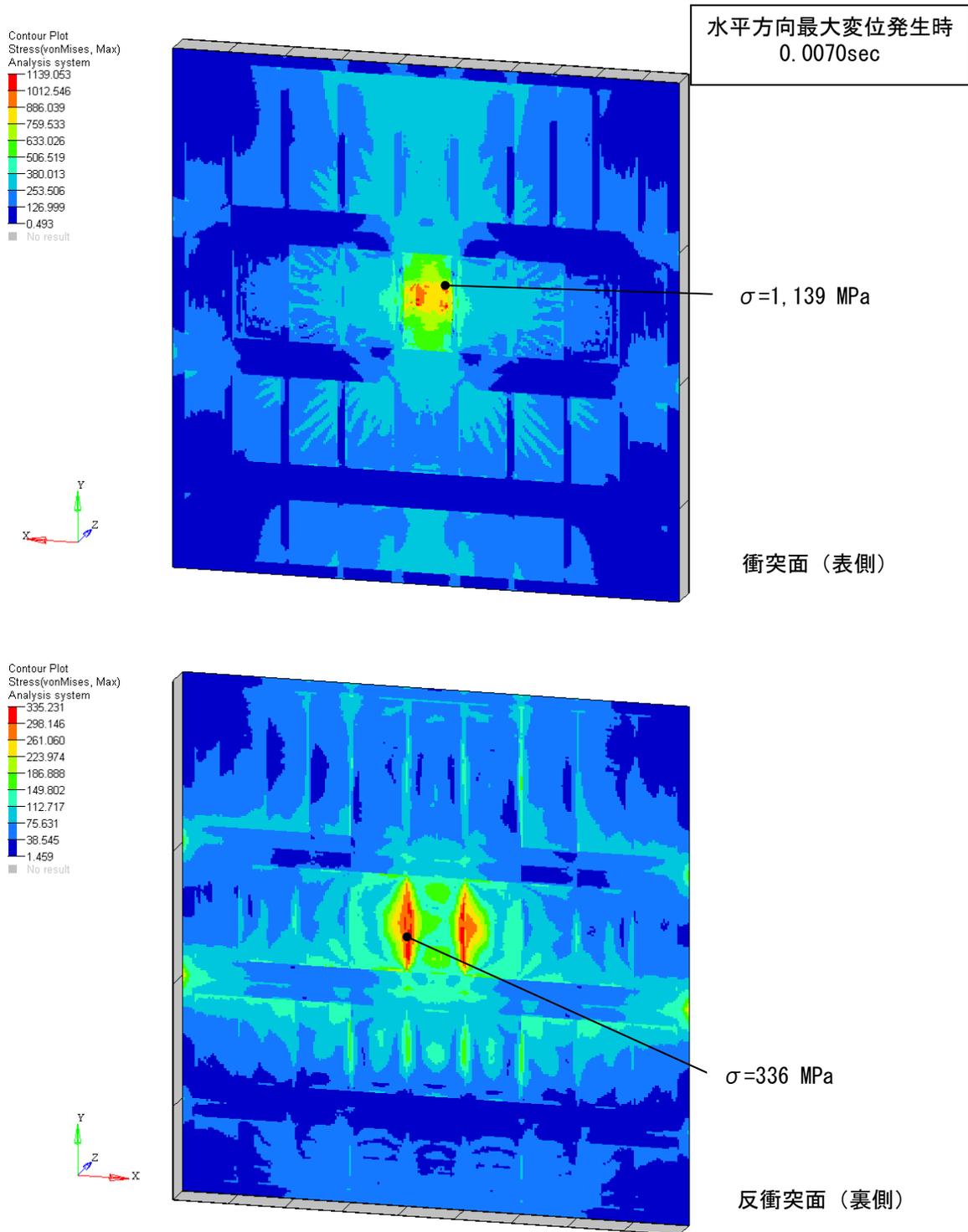


図 4.7 水密扉 鋼板の発生応力

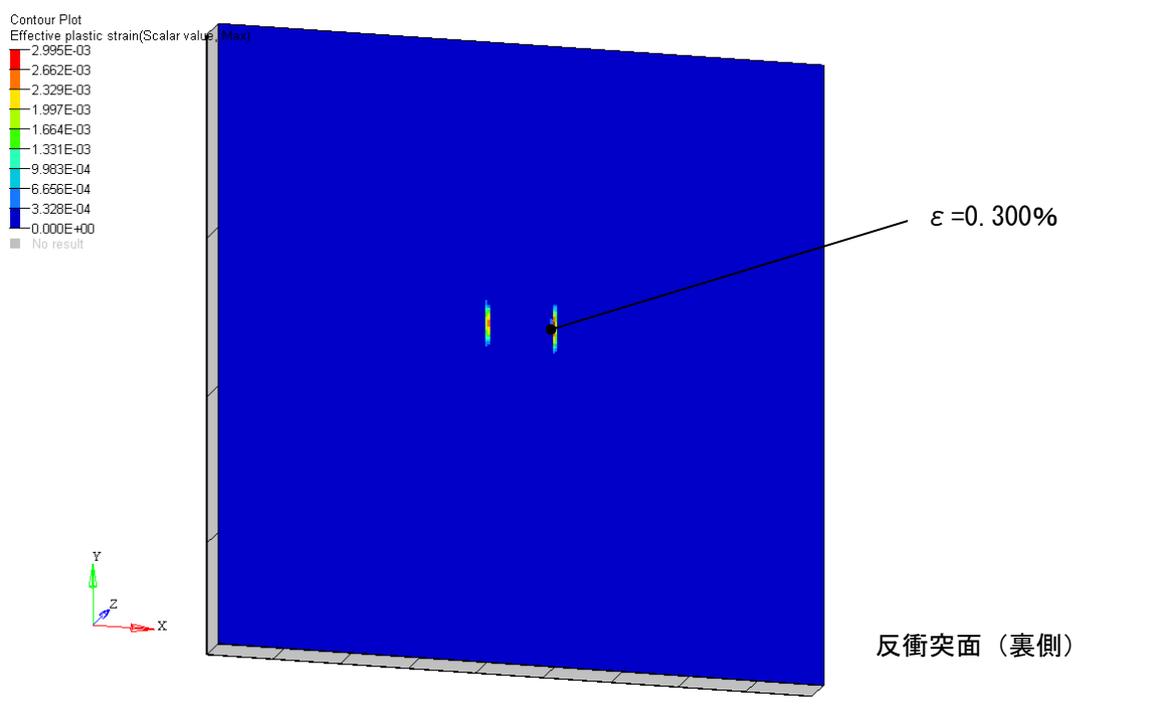
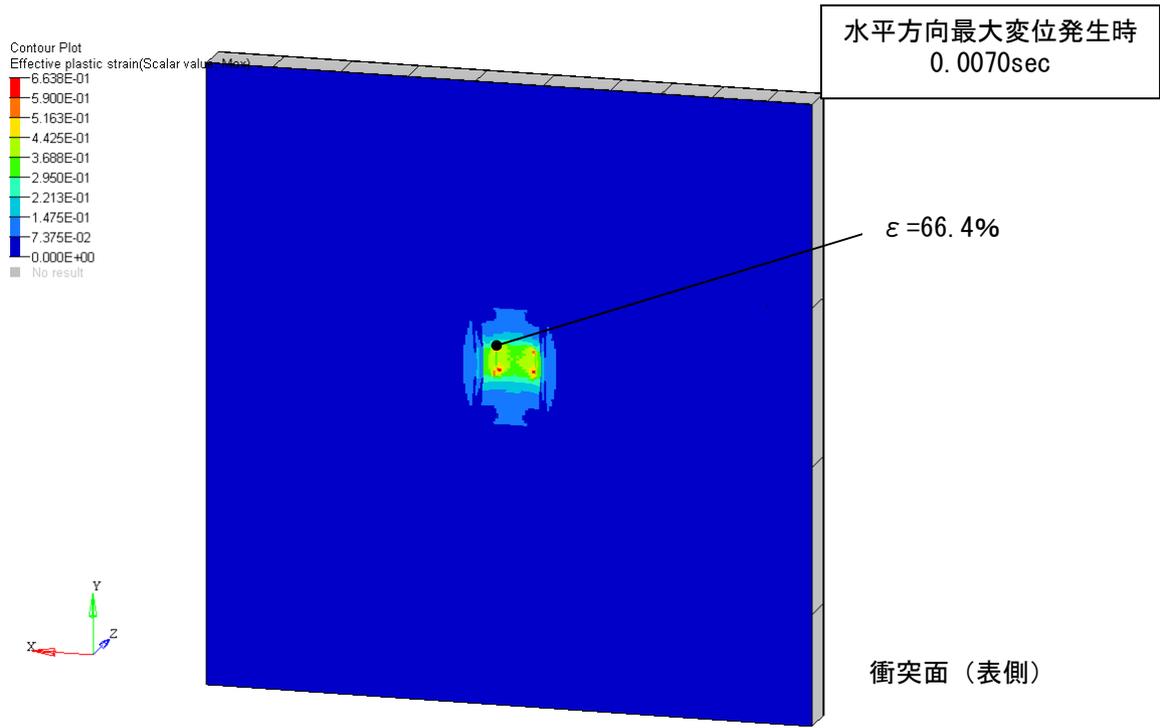


図 4.8 水密扉 鋼板の相当塑性ひずみ

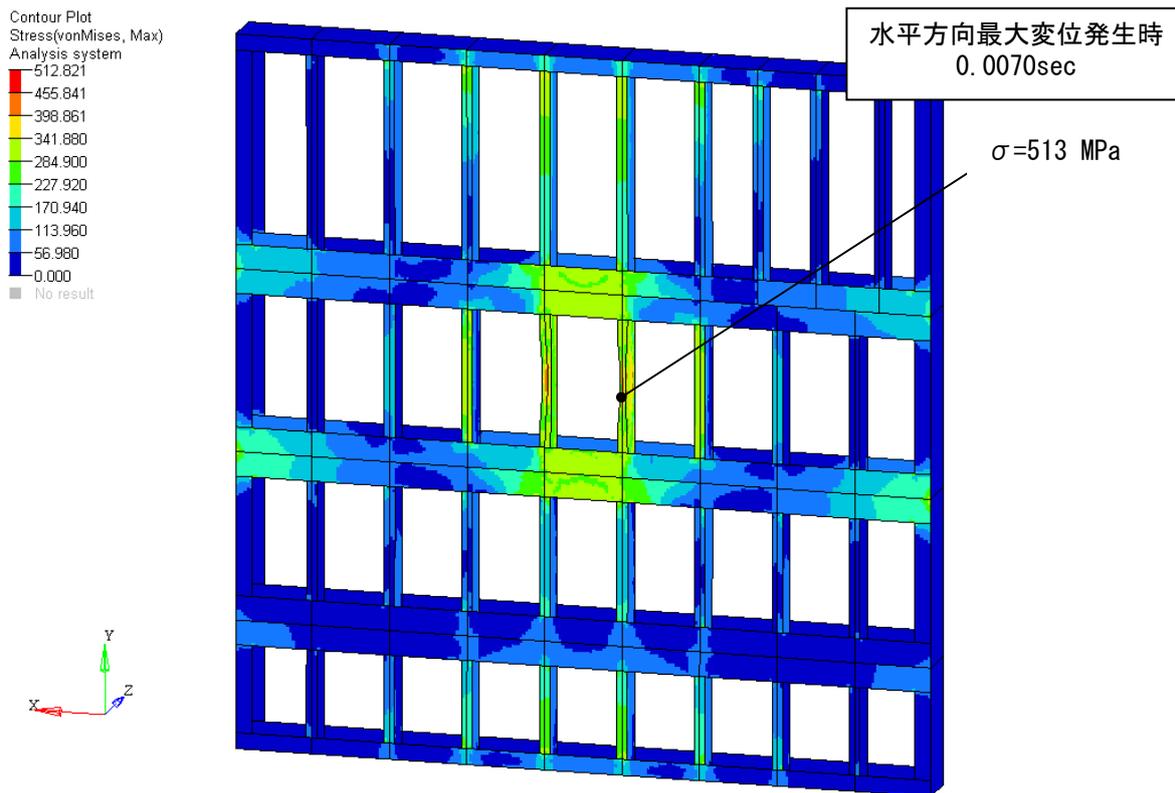


図 4.9 水密扉 鉄骨の発生応力

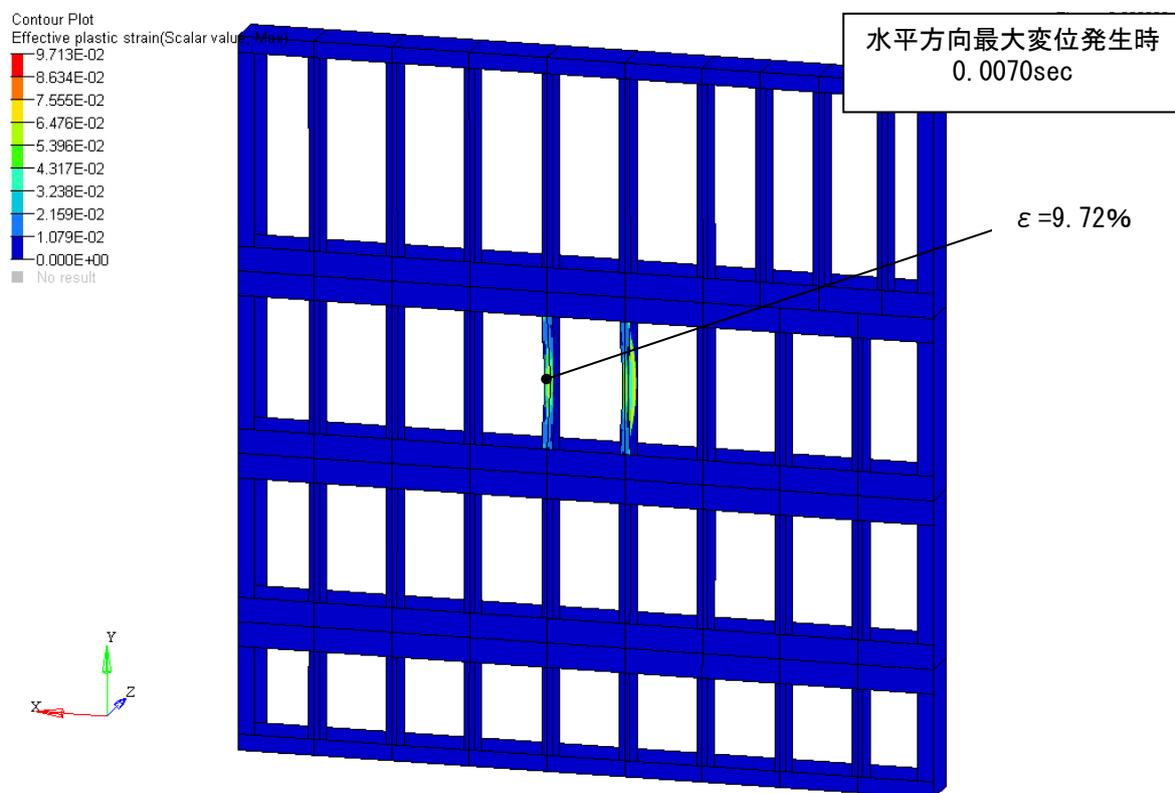


図 4.10 水密扉 鉄骨の相当塑性ひずみ

b. 乗用車衝突

水密扉に表 4.3 及び図 4.11 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 4.3 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)
水密扉	乗用車	長さ 4,600×幅 1,600 ×奥行 1,400	2,000	47	2,210

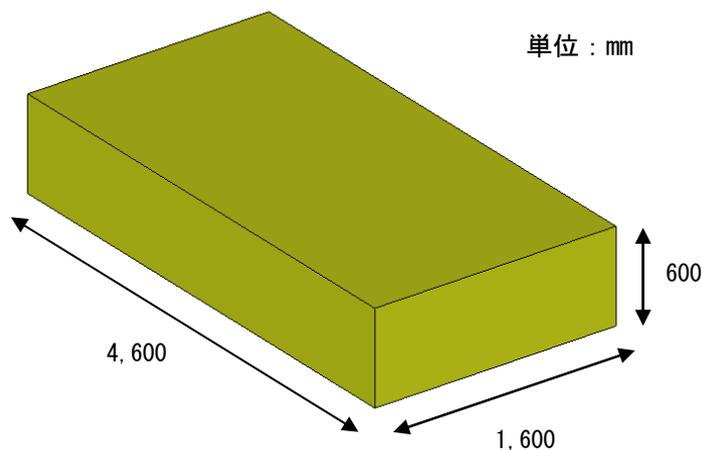


図 4.11 乗用車の構造概要 (衝突解析)

①解析方法

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

水密扉の解析モデルは、鋼製材衝突のケースと同様とする。水密扉の解析モデル (概要) を図 4.12 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 1 : 「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 〕

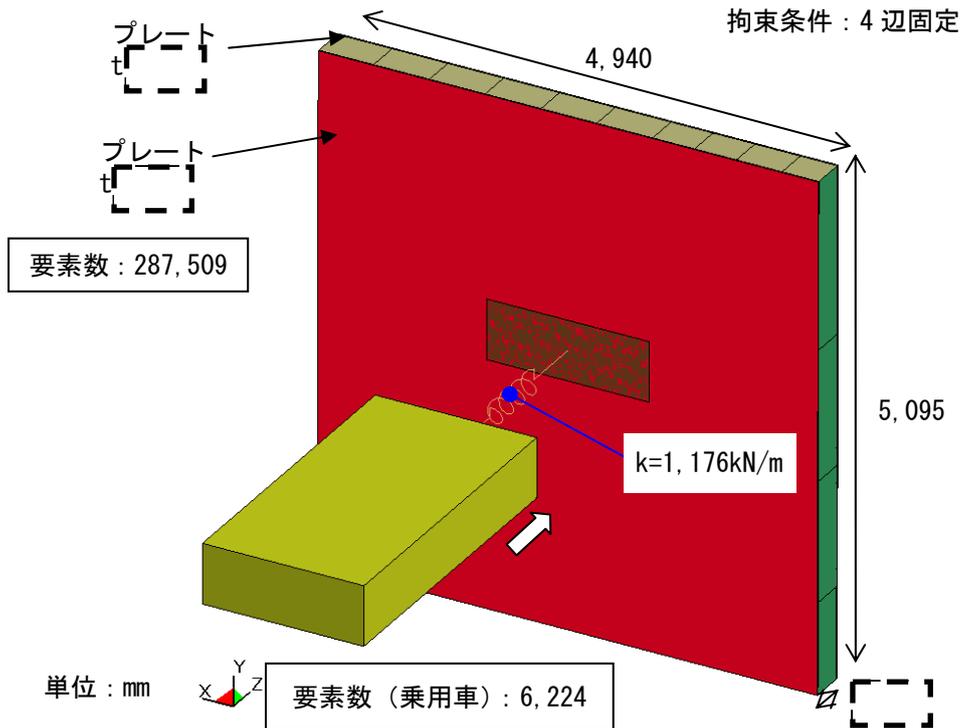


図 4.12 解析モデル (概要)

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 4.13 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。水密扉に加えられるエネルギーはごく僅かで、その最大値は 5.34kJ である。

水密扉の衝突面（表側）及び反衝突面（裏側）の発生応力を図 4.14 に、相当塑性ひずみを図 4.15 に示す。

また、水密扉の鉄骨の発生応力を図 4.16 に、相当塑性ひずみを図 4.17 に示す。

水密扉の衝突面（表側）の最大塑性ひずみは 1.47% であり、破断ひずみ [] 以下である。また、反衝突面（裏側）鋼板の最大発生応力は 147MPa であり、弾性範囲内であることから、衝突面（表側）の変形は残るが、乗用車は貫通しないと判断している。

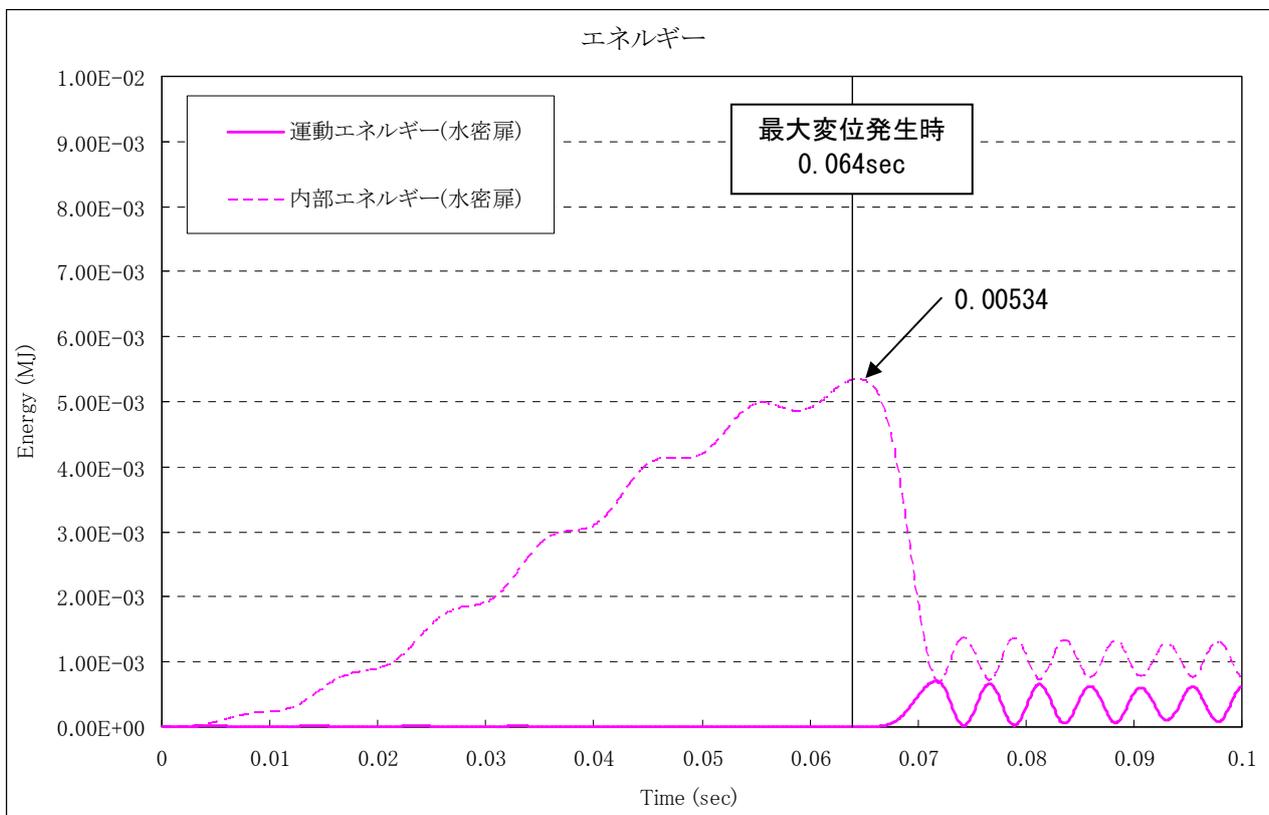
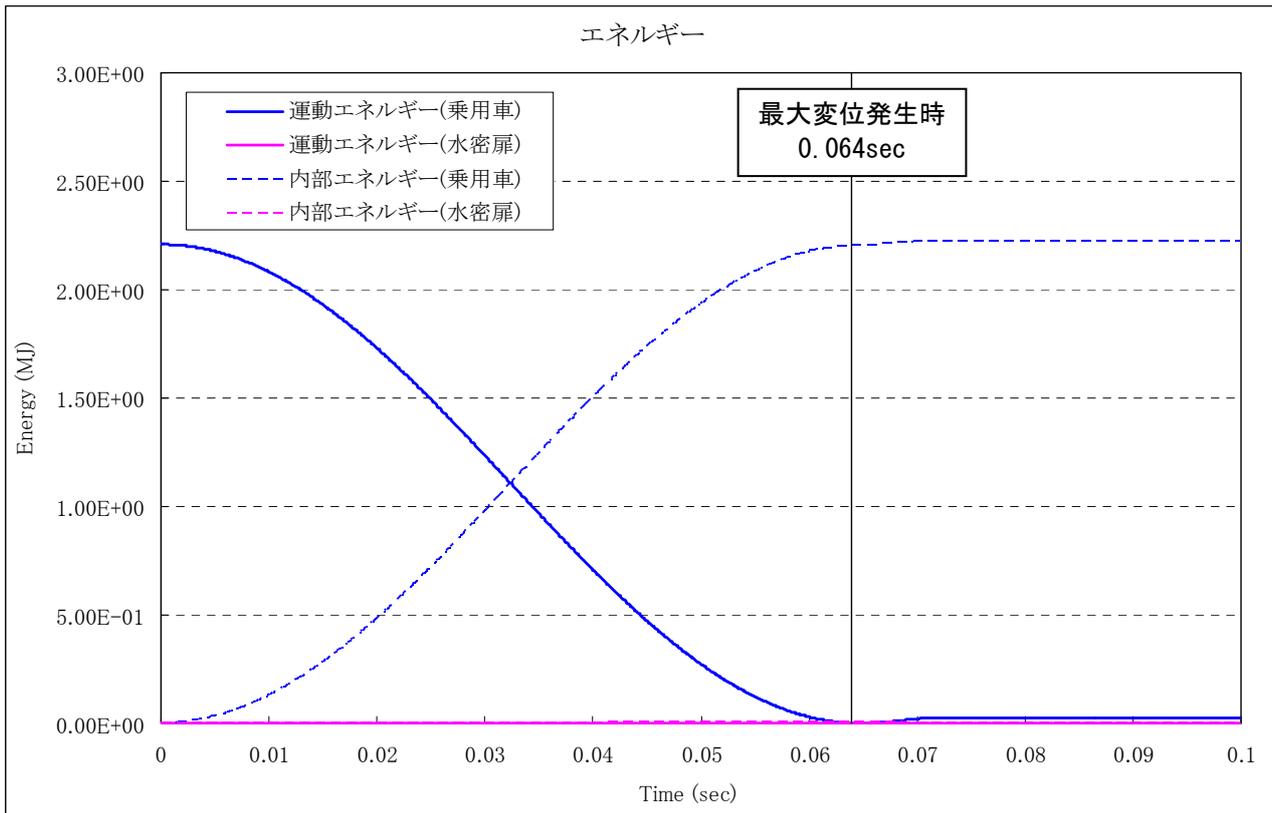
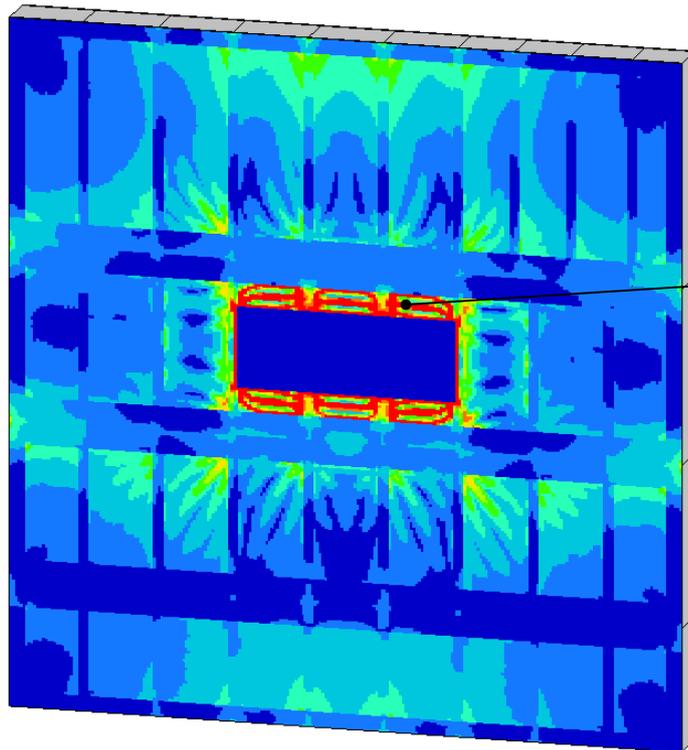
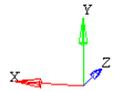


図 4.13 衝突エネルギーの時刻歴推移

Contour Plot
Stress(vonMises, Max)
Analysis system

329.089
292.523
255.958
219.393
182.827
146.262
109.696
73.131
36.565
0.000
No result



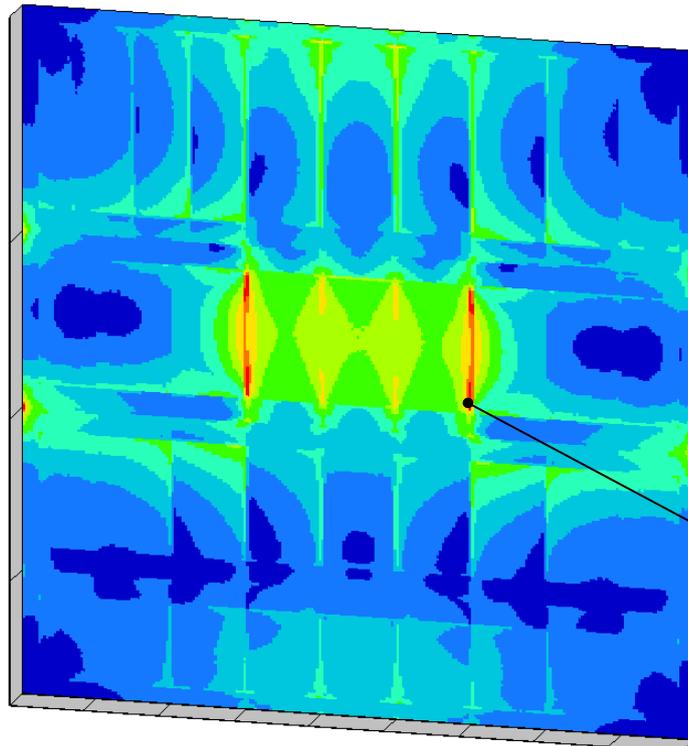
水平方向最大変位発生時
0.064sec

$\sigma=329$ MPa

衝突面 (表側)

Contour Plot
Stress(vonMises, Max)
Analysis system

146.585
130.391
114.196
98.002
81.807
65.613
49.418
33.224
17.029
0.835
No result



$\sigma=147$ MPa

反衝突面 (裏側)

図 4.14 水密扉 鋼板の発生応力

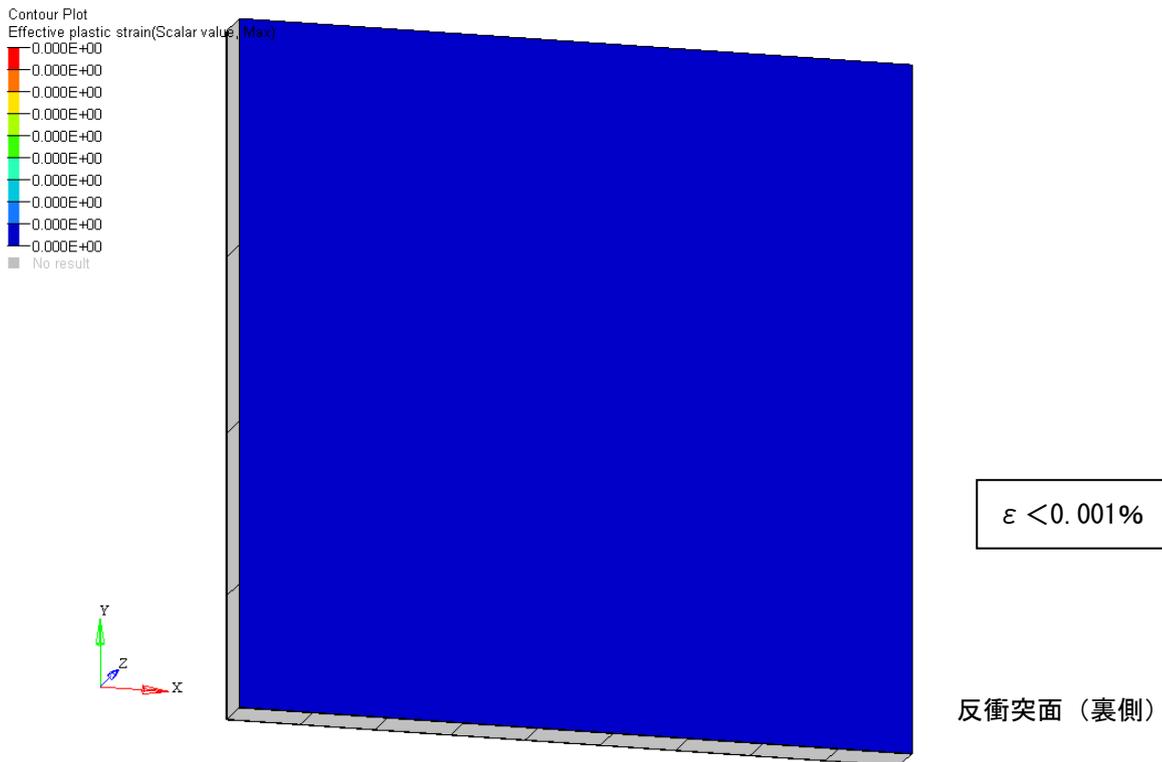
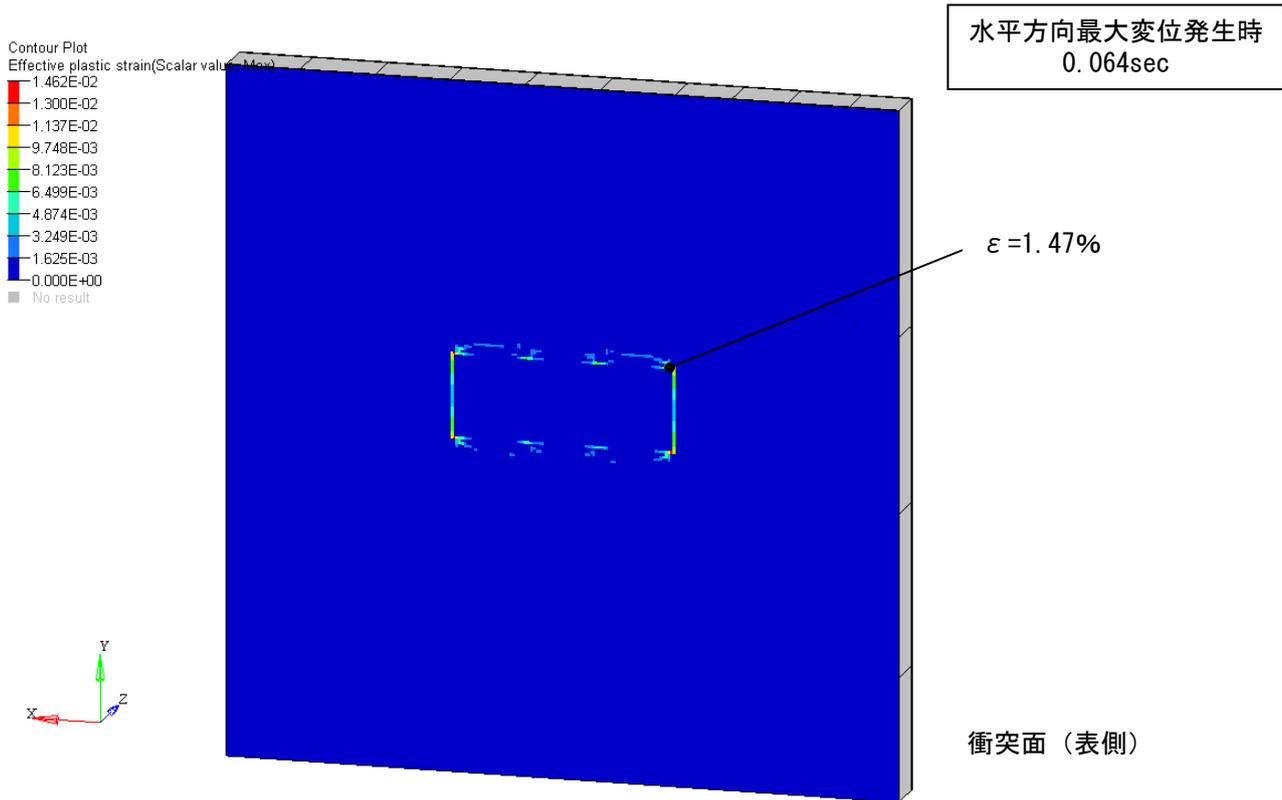


図 4.15 水密扉 鋼板の相当塑性ひずみ

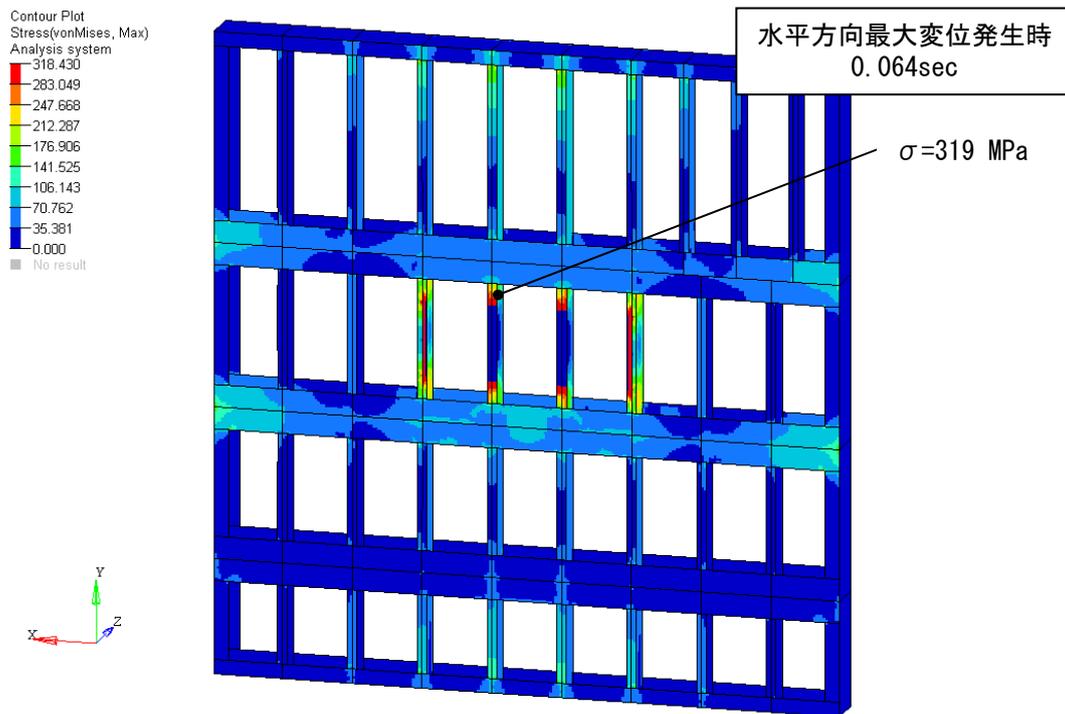


図 4.16 水密扉 鉄骨の発生応力

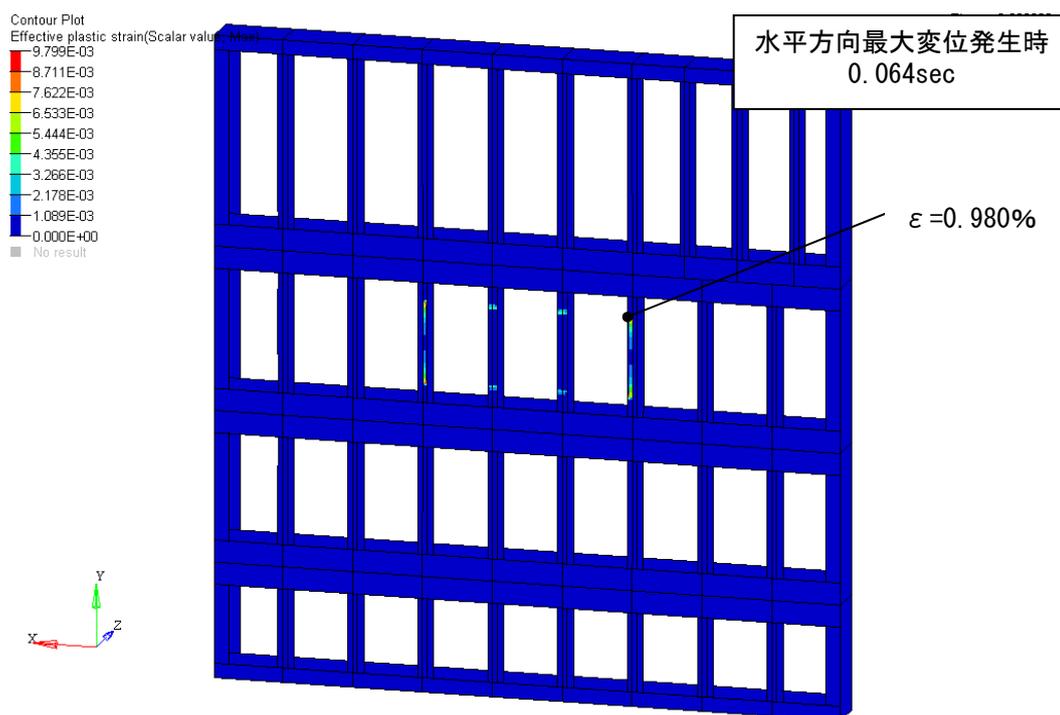


図 4.17 水密扉 鉄骨の相当塑性ひずみ

(3) まとめ

水密扉の衝突評価で最も厳しい結果となった鋼製材に対しては、衝突面（表側）を鋼製材が貫通する可能性があるが、反衝突面（裏側）鋼板及び鉄骨の最大塑性ひずみが破断ひずみ以下であることから、大変形は残るが、貫通しないと判断している。

以上より、飛来物は貫通しないと判断している。

4. 2. スライディングドア

(1) 設計飛来物

設計飛来物は、表 4.4 に示すように、鋼製材、乗用車、鋼製パイプの 3 種類である。

スライディングドア（燃料取扱棟扉）の評価のため、衝突速度は水平方向のものをを用いる。

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 4.4 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

a. 鋼製材衝突

スライディングドアに表 4.5 及び図 4.18 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 4.5 鋼製材の評価諸元 ($V_D=100\text{m/s}$)

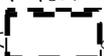
評価対象	飛来物	飛来物形状 (mm)	重量 (kg)	最大水平速度 (m/s)	エネルギー (kJ)
スライディング ドア	鋼製材	長さ 4,200×幅 300× 奥行 200×板厚 5	135	57	220

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、スライディングドアは、鋼板及び鉄骨で構成されている。

スライディングドアの解析モデル（概要、詳細）を図 4.19、図 4.20 に示す。

鋼板及び鉄骨にはシェル要素を適用した。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  とし弾塑性体とした。

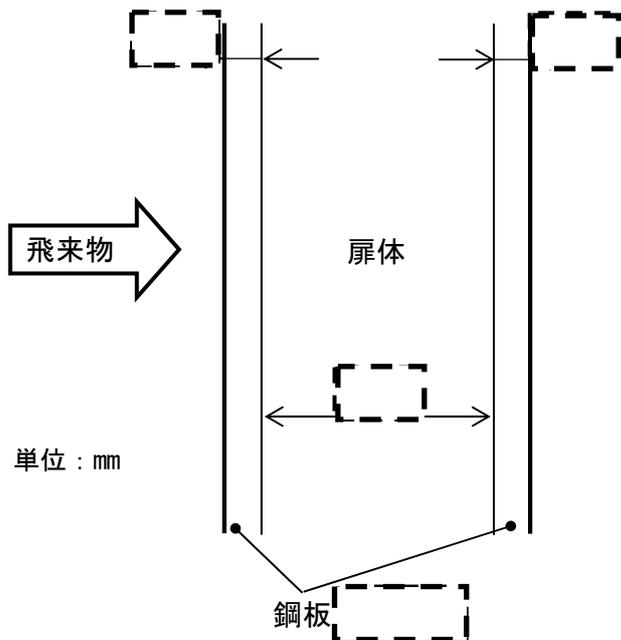


図 4.18 スライディングドア構造図 (概要)

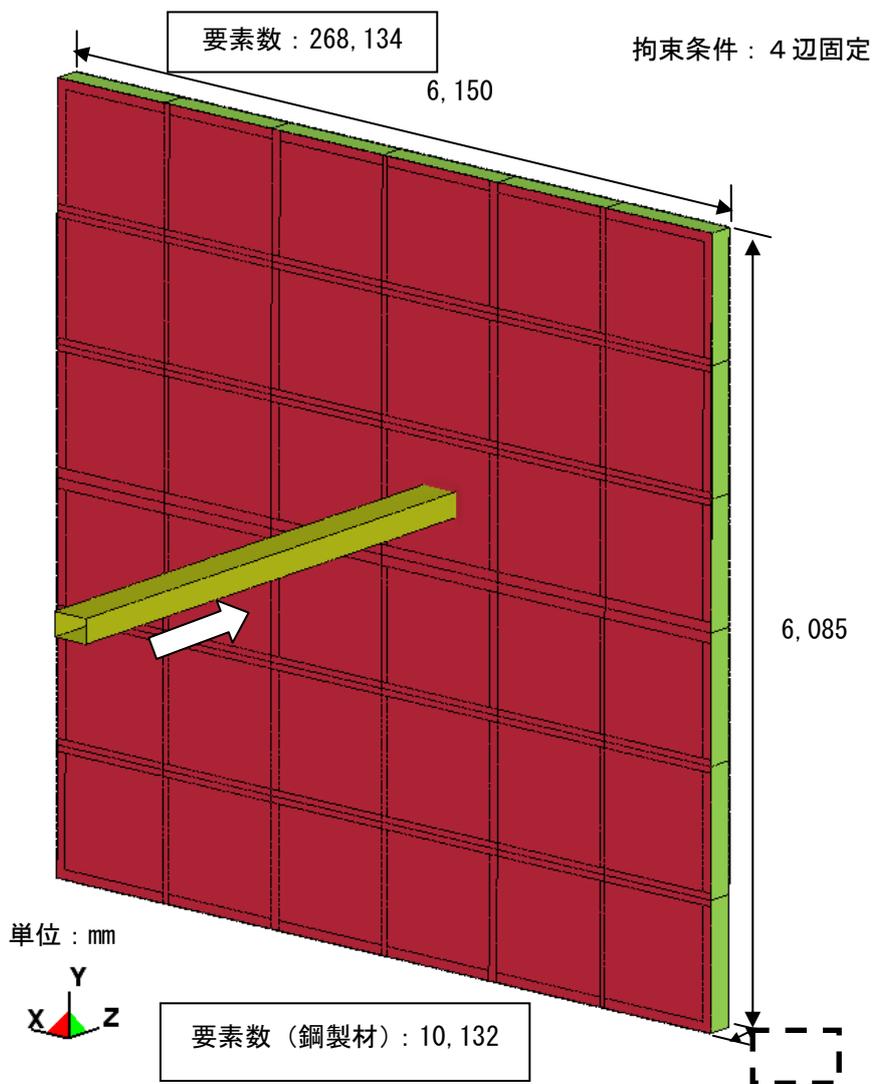


図 4.19 解析モデル (概要)

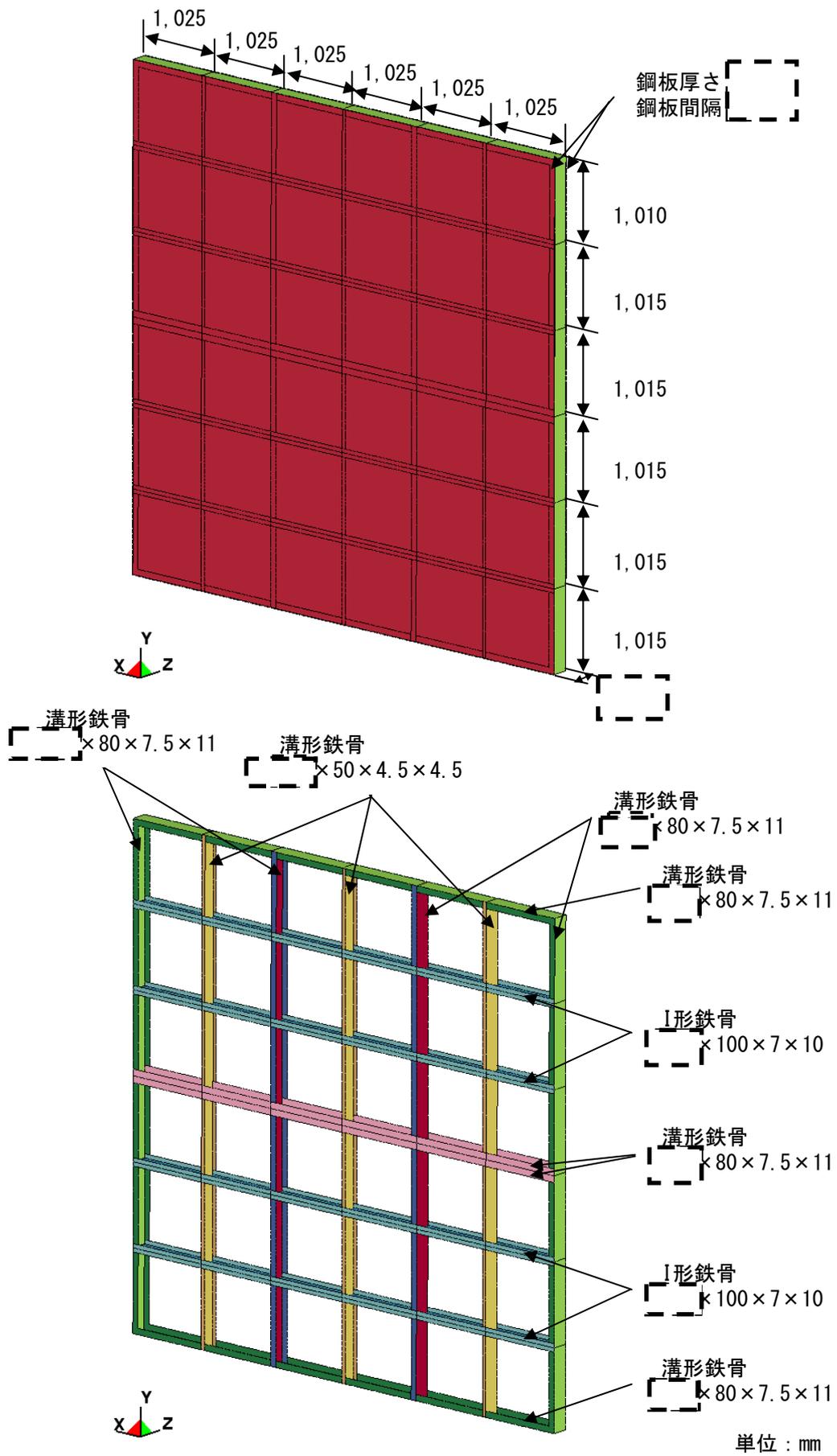


図 4.20 解析モデル (詳細)

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 4.21 に示す。鋼製材の運動エネルギーは衝突により、かなりの部分がスライディングドアの内部エネルギーに変換され、スライディングドアに加えられるエネルギーの最大値は 150kJ である。

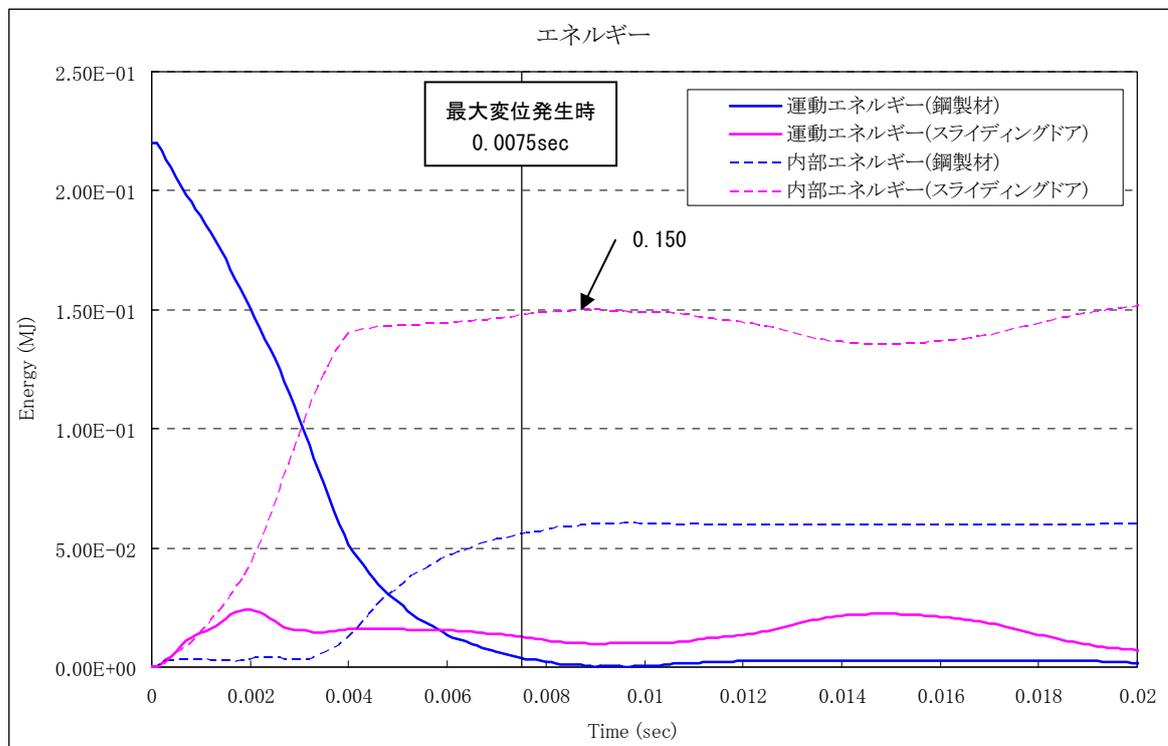


図 4.21 衝突エネルギーの時刻歴推移

スライディングドアの衝突面（表側）及び反衝突面（裏側）の発生応力を図 4.2.5 に、相当塑性ひずみを図 4.2.6 に示す。また、スライディングドアの鉄骨の発生応力を図 4.2.7 に、相当塑性ひずみを図 4.2.8 に示す。

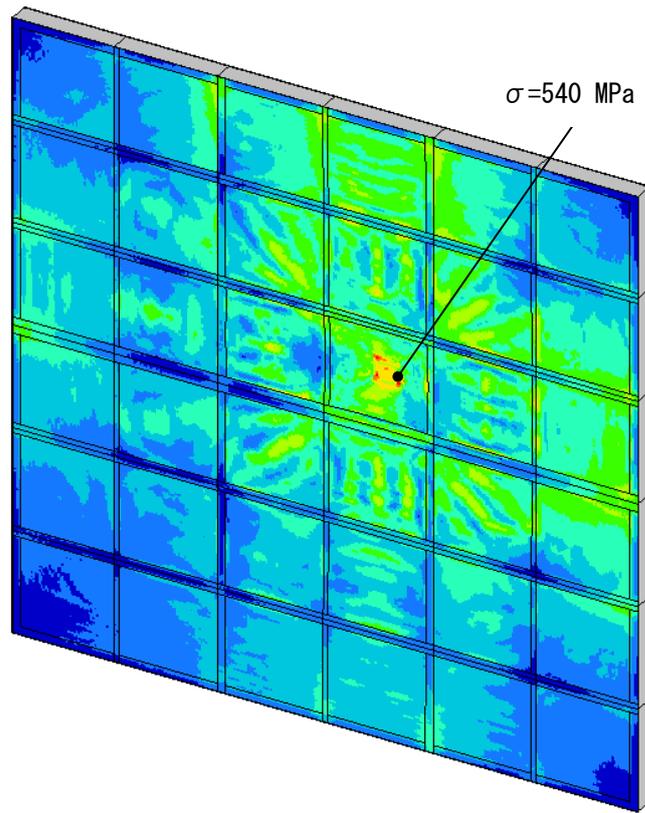
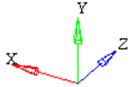
破断ひずみ到達後のカットオフを行っていないため、スライディングドアの衝突面（表側）の最大塑性ひずみは局部的に破断ひずみ（当該板厚の規格値 ）を超えている部分があるが、大部分は破断ひずみ以下であることから、鋼製材は貫通しないと判断している。

また、スライディングドアの反衝突面（裏側）鋼板及び鉄骨の最大発生応力は、それぞれ 378MPa 及び 375MPa であり、鋼材の引張強さ 以下である。

また、スライディングドアの反衝突面（裏側）鋼板及び鉄骨の最大塑性ひずみは、それぞれ 1.36% 及び 4.84% であり、破断ひずみ 以下であることから、鋼製材が衝突しても受け止められることを確認した。

したがって、スライディングドアは、鋼製材衝突により貫通しないと判断している。

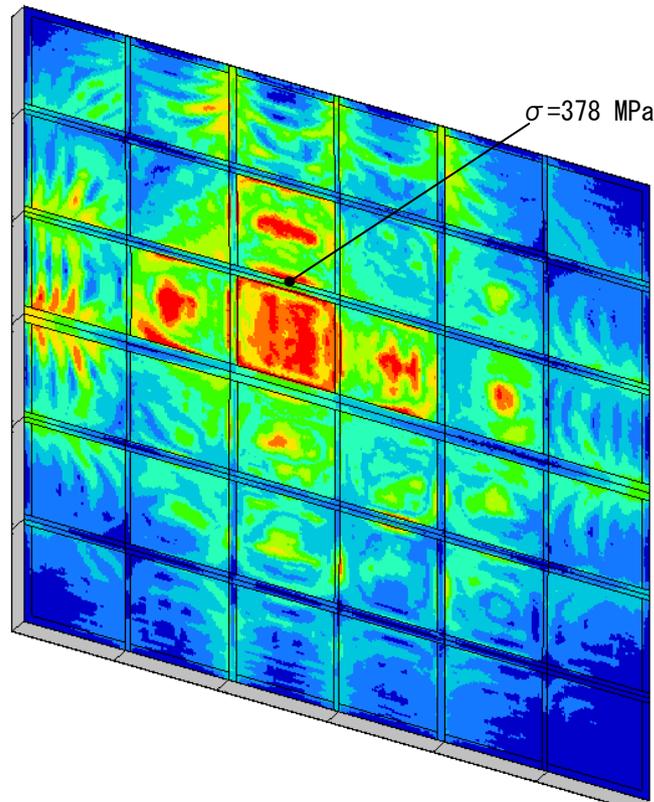
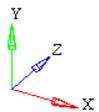
Contour Plot
Stress(vonMises, Max)
Analysis system
539.284
479.474
419.663
359.852
300.042
240.231
180.421
120.610
60.799
0.989
■ No result



水平方向最大変位発生時
0.0075sec

衝突面 (表側)

Contour Plot
Stress(vonMises, Max)
Analysis system
388.613
345.656
302.698
259.741
216.783
173.826
130.868
87.911
44.953
1.995
■ No result



反衝突面 (裏側)

図 4.22 スライディングドア 鋼板の発生応力

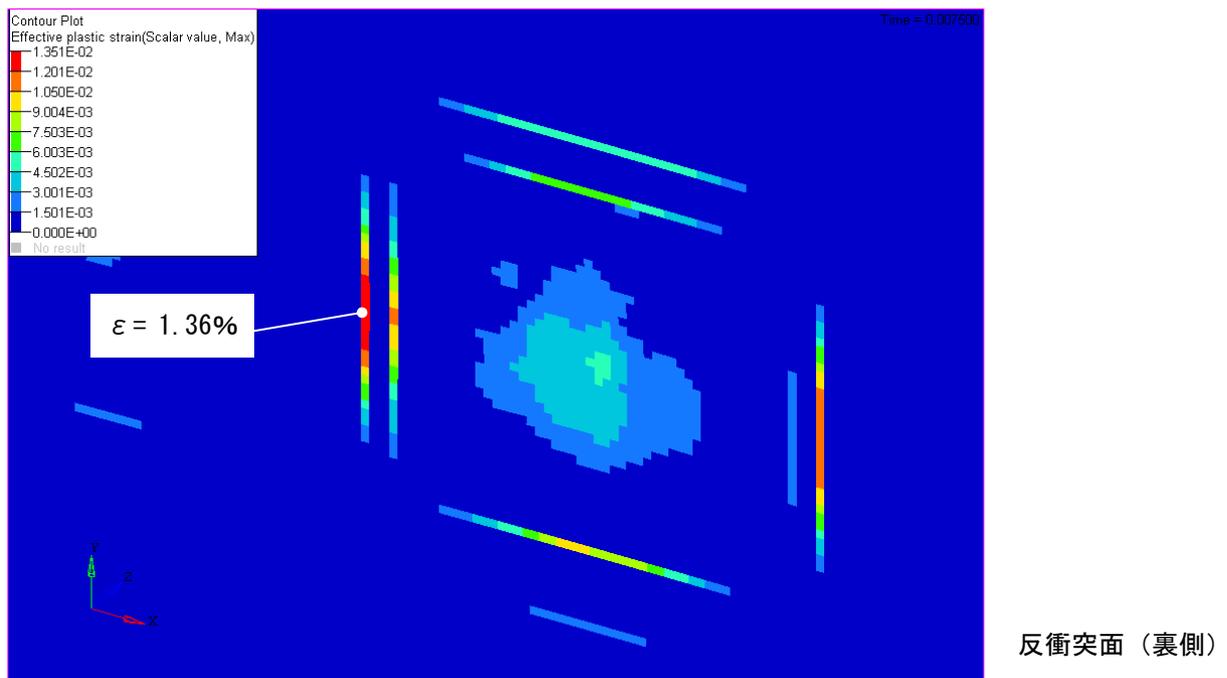
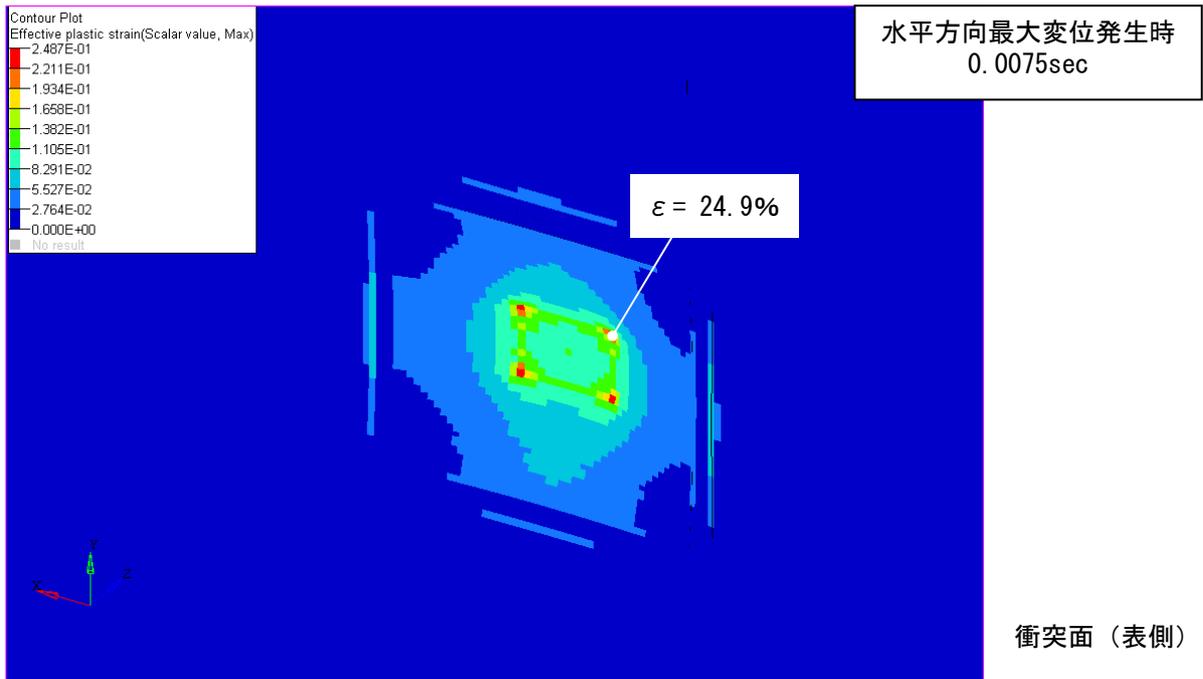


図 4.23 スライディングドア 鋼板の相当塑性ひずみ

Contour Plot
Stress(vonMises, Max)
Analysis system

374.518
332.905
291.292
249.679
208.066
166.453
124.840
83.226
41.613
0.000
No result

水平方向最大変位発生時
0.0075sec

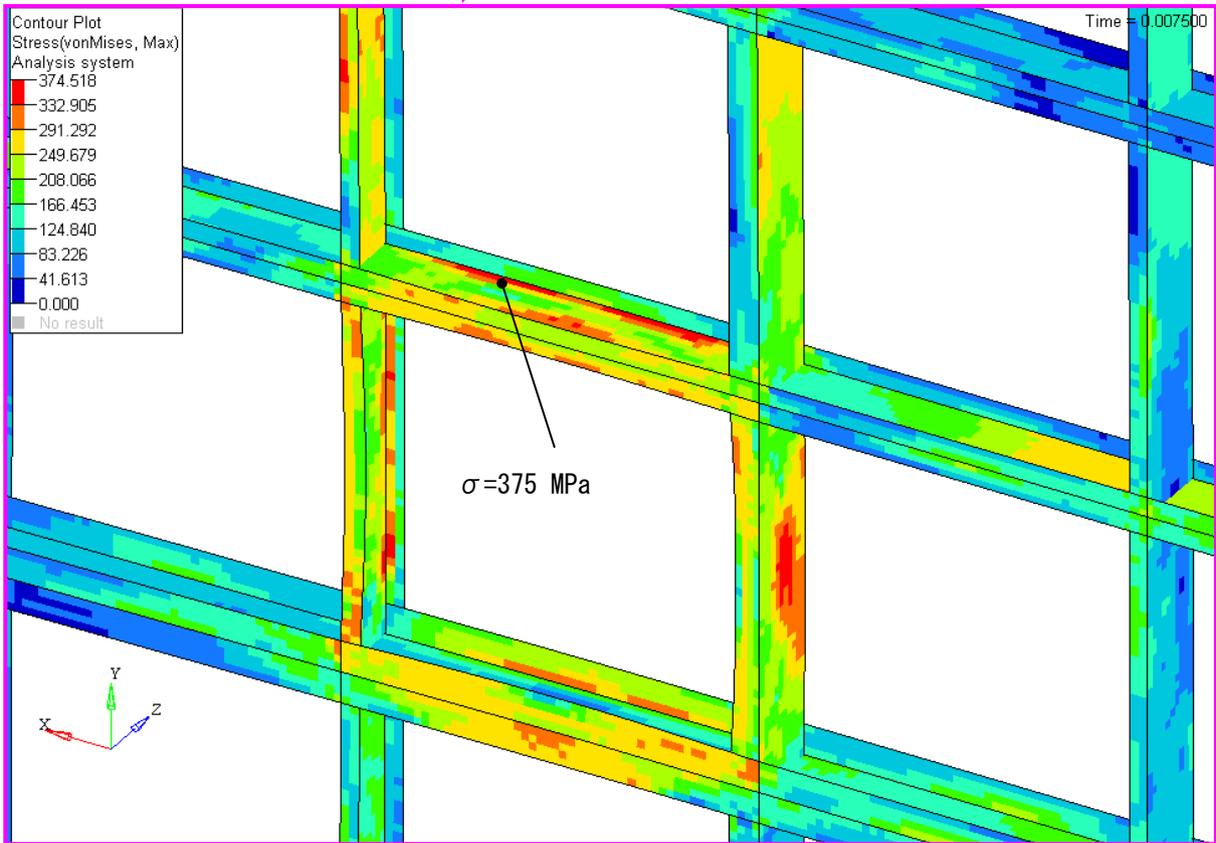
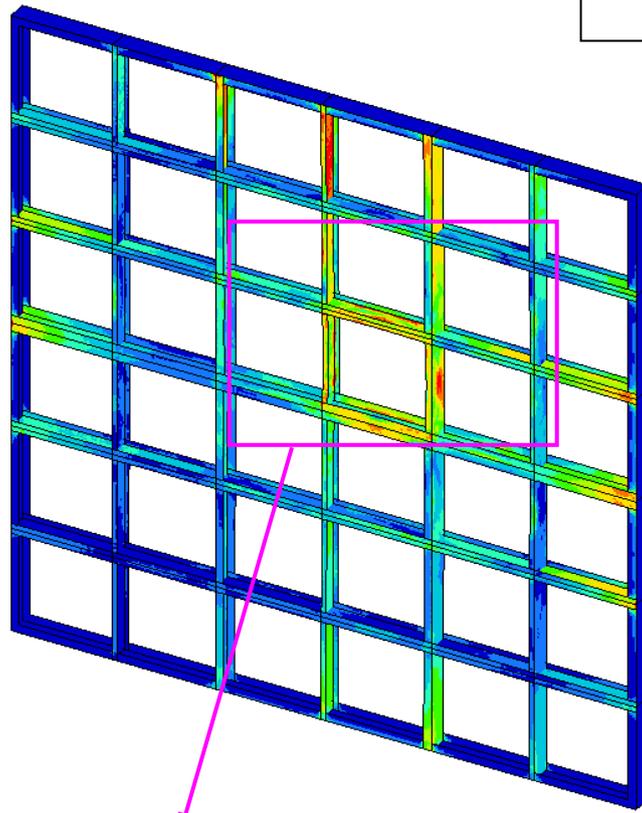
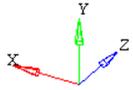


図 4.24 スライディングドア 鉄骨の発生応力

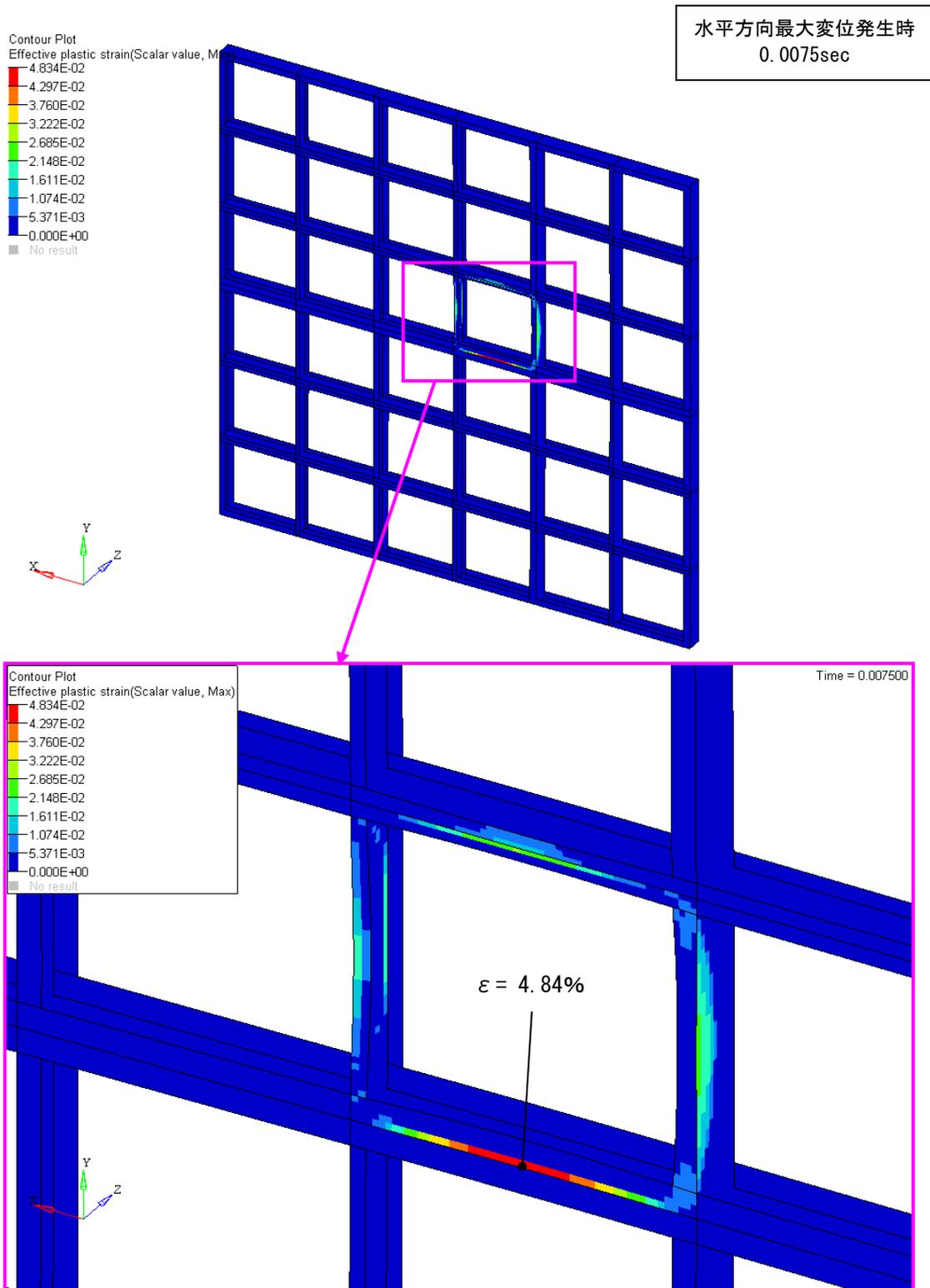


図 4.25 スライディングドア 鉄骨の相当塑性ひずみ

b. 乗用車衝突

スライディングドアに表 4.6 及び図 4.11 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 4.6 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)
スライディング ドア	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。

スライディングドアの解析モデルは、鋼製材衝突のケースと同様とする。スライディングドアの解析モデル（概要）を図 4.26 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 1 : 「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 〕

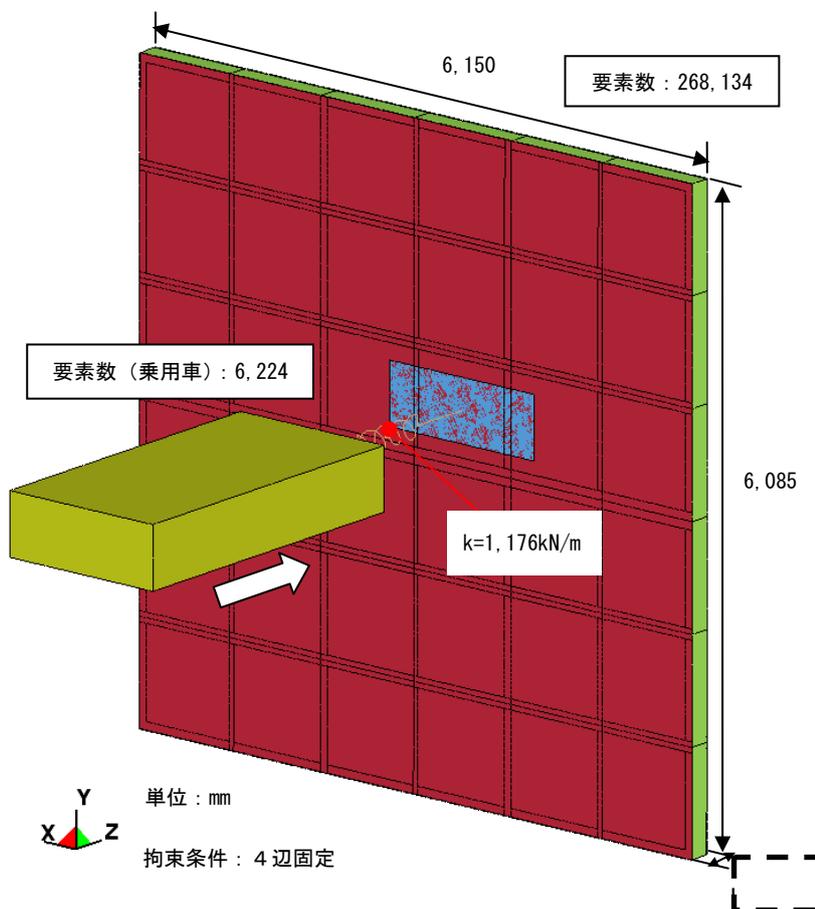


図 4.26 解析モデル（概要）

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 4.27 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。水密扉に加えられるエネルギーはごく僅かで、その最大値は 88.2kJ である。

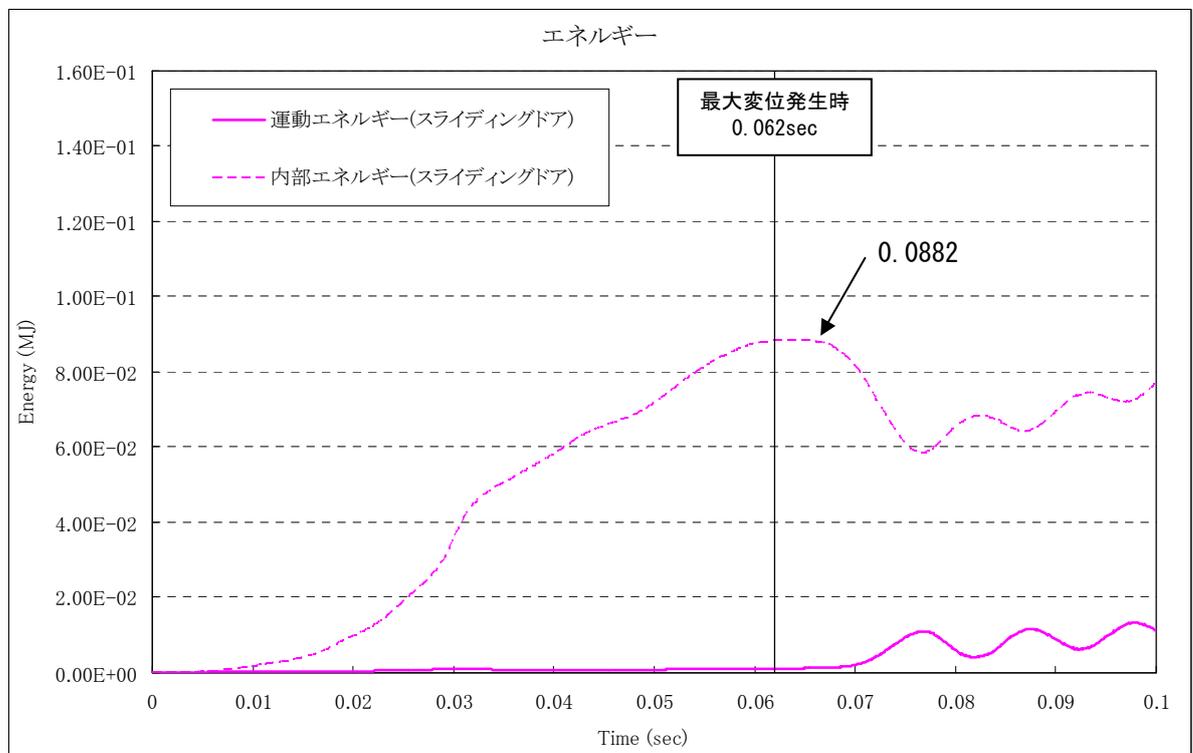
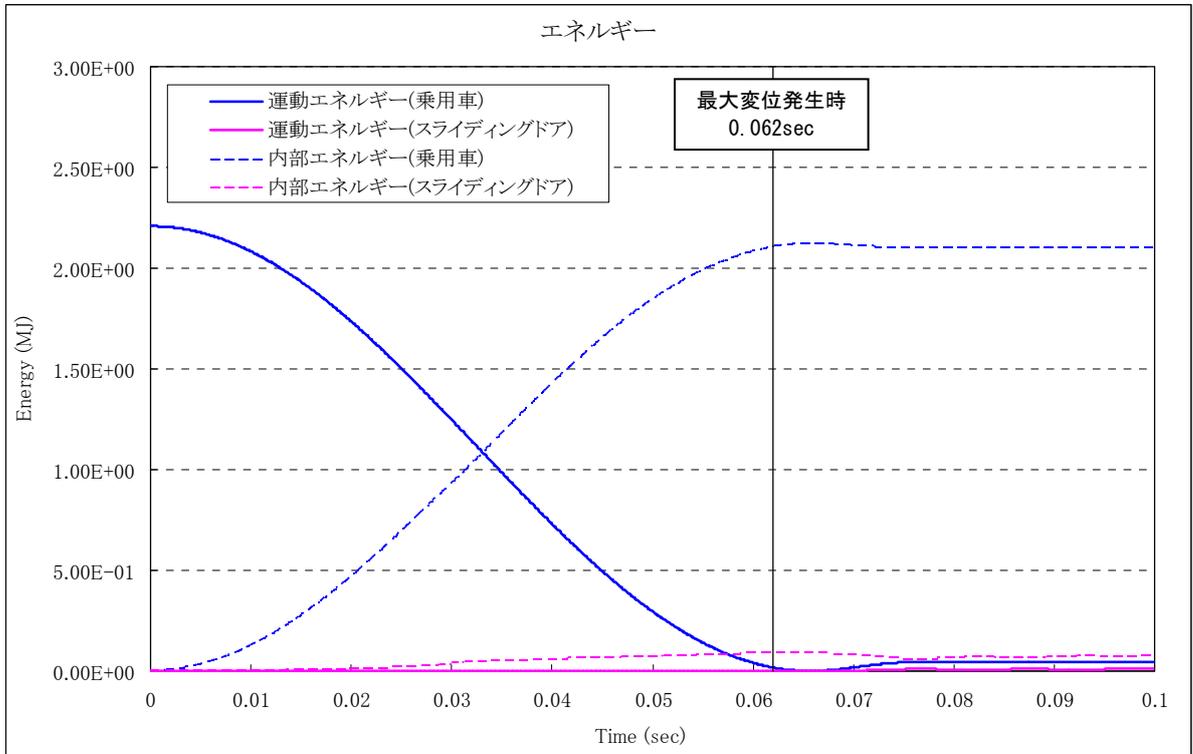


図 4.27 衝突エネルギーの時刻歴推移

スライディングドアの衝突面（表側）及び反衝突面（裏側）の発生応力を図 4.27 に、相当塑性ひずみを図 4.28 に示す。また、スライディングドアの鉄骨の発生応力を図 4.29 に、相当塑性ひずみを図 4.30 に示す。

スライディングドアの衝突面（表側）の最大塑性ひずみは 12.5% であり、破断ひずみ（当該板厚の規格値 \square ）以下であることから、衝突面（表側）にかなりの変形は残るが、乗用車は貫通しないと判断している。

また、スライディングドアの鉄骨の最大塑性ひずみは、局部的に破断ひずみ \square を超えている箇所もあるが、大部分は破断ひずみ以下である。さらに、反衝突面（裏側）鋼板の最大塑性ひずみは、2.95% で破断ひずみ（当該板厚の規格値 \square ）以下であることから、乗用車が衝突しても受け止められることを確認した。

したがって、スライディングドアは、乗用車衝突により貫通しないと判断している。

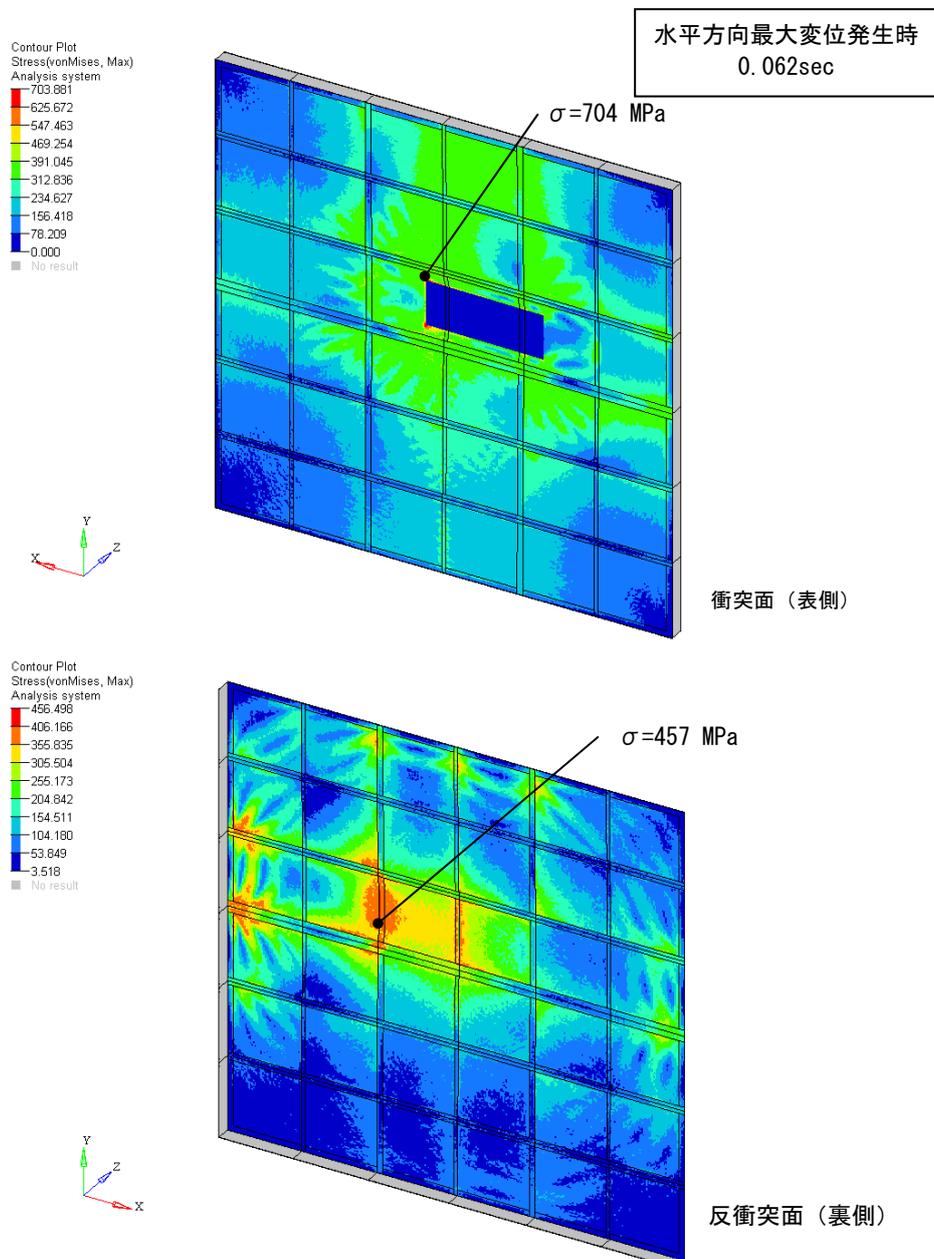
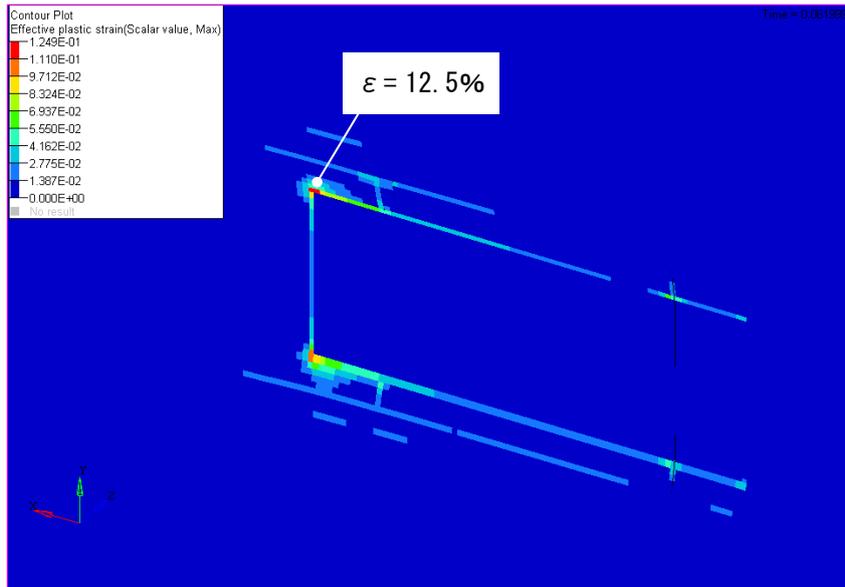
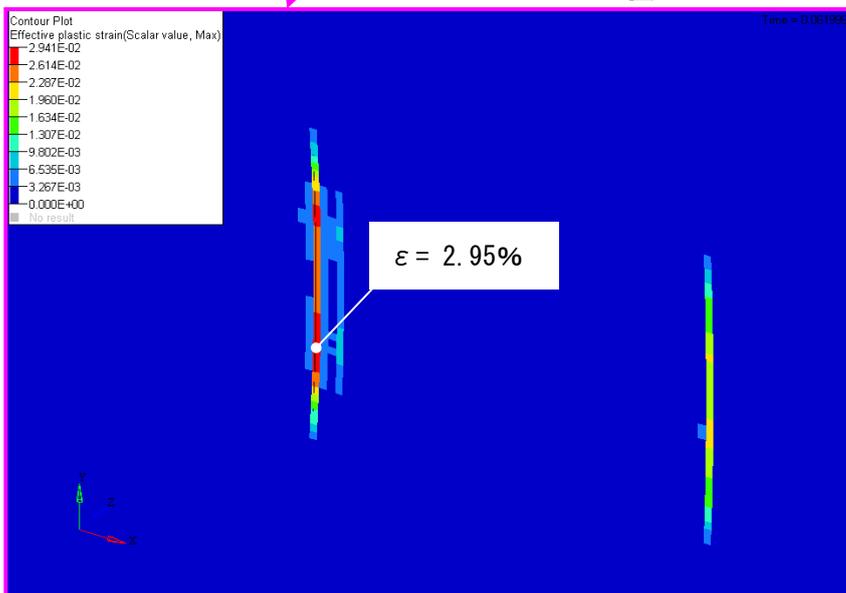
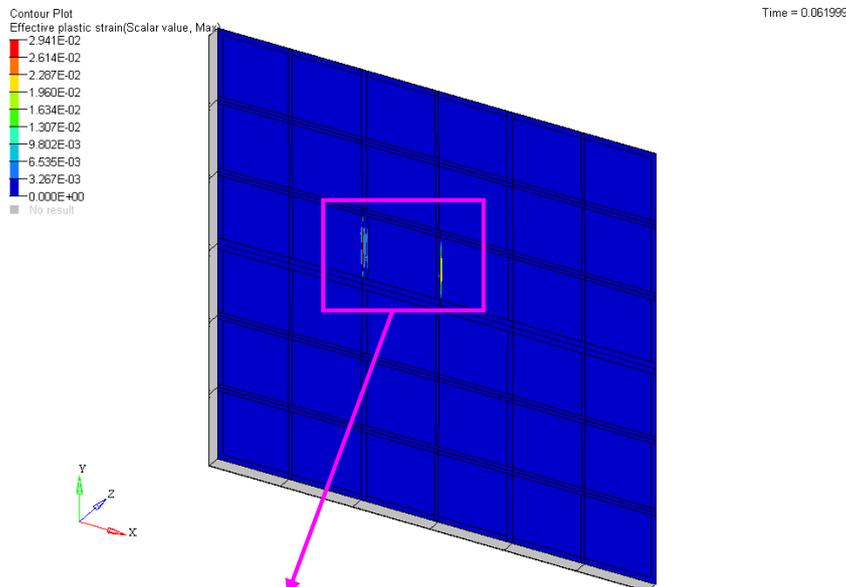


図 4.27 スライディングドア 鋼板の発生応力



水平方向最大変位発生時
0.062sec

衝突面（表側）



反衝突面（裏側）

図 4.28 スライディングドア 鋼板の相当塑性ひずみ

Contour Plot
Stress(vonMises, Max)
Analysis system

889.374
790.555
691.735
592.916
494.097
395.277
296.458
197.639
98.819
0.000

■ No result

水平方向最大変位発生時
0.062sec

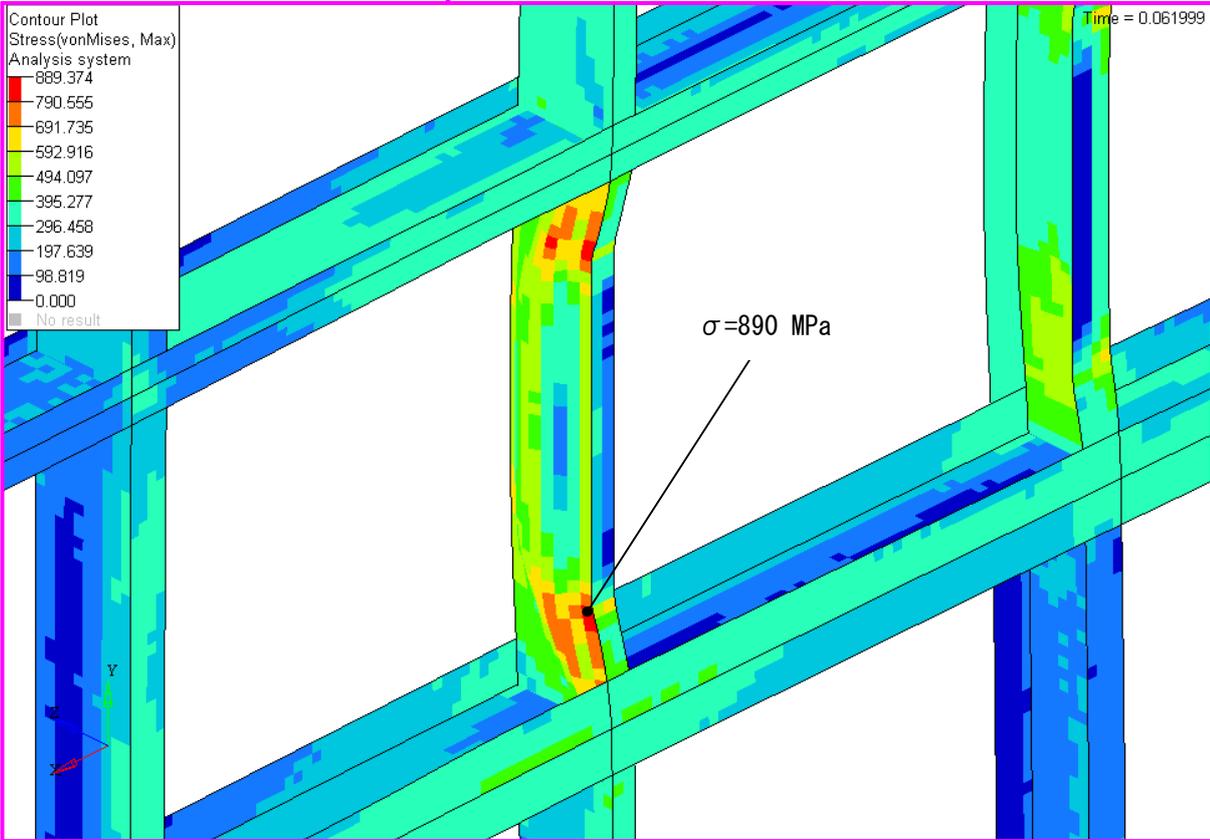
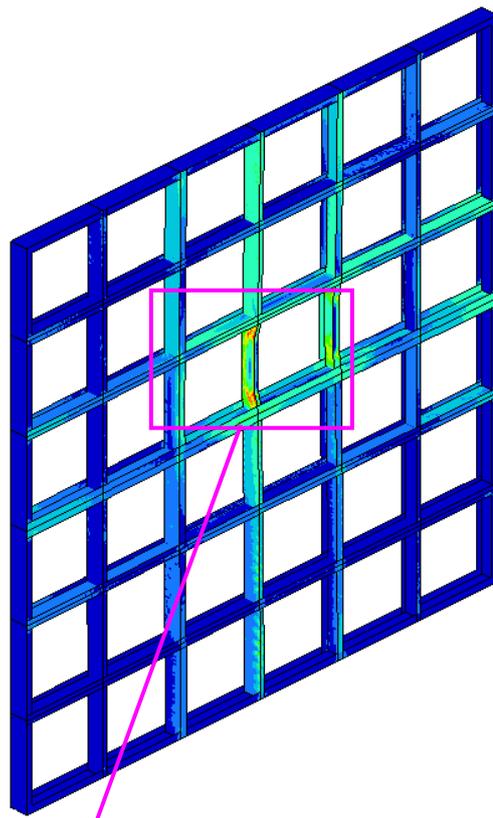
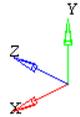


図 4.29 スライディングドア 鉄骨の発生応力

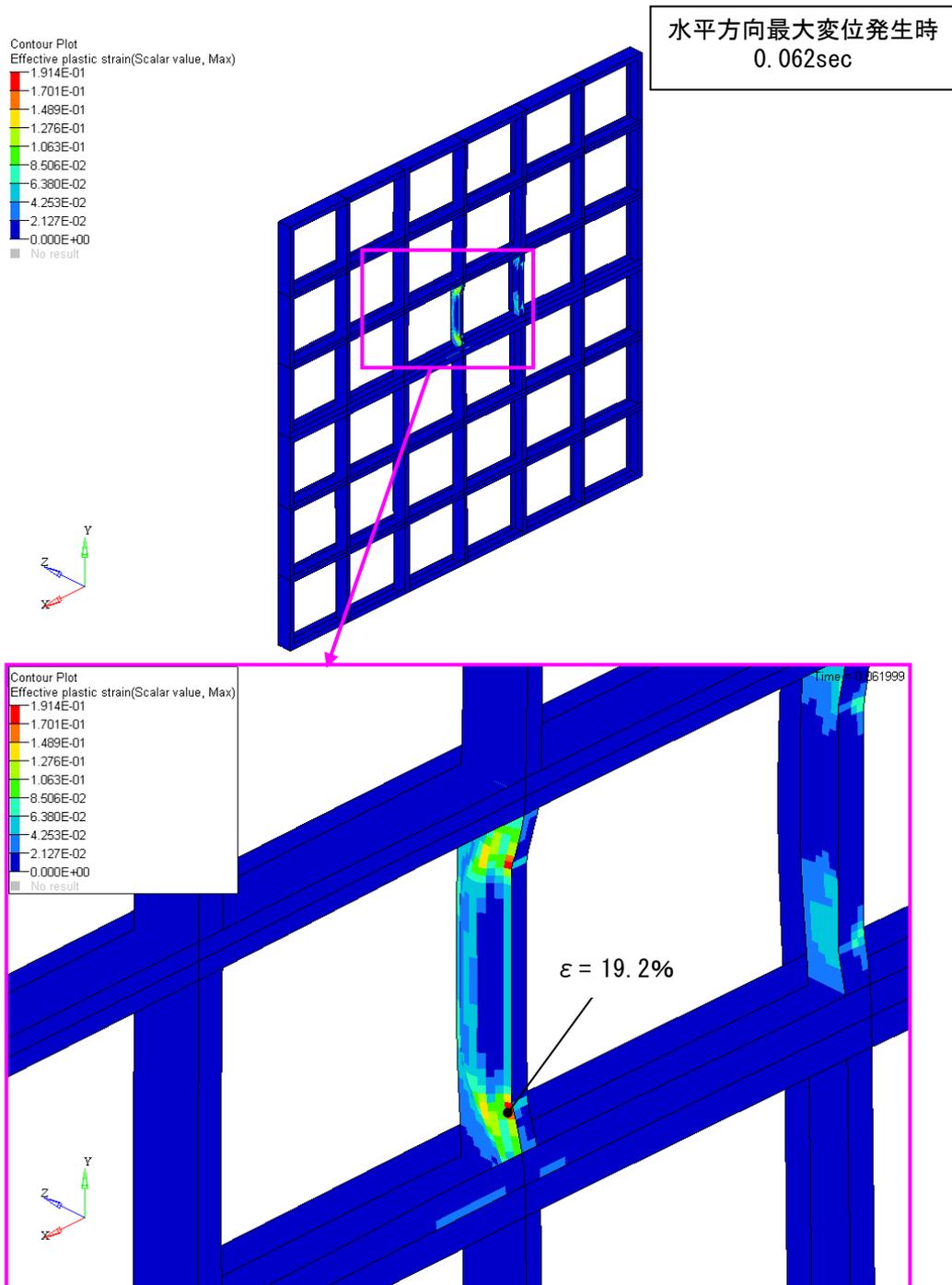
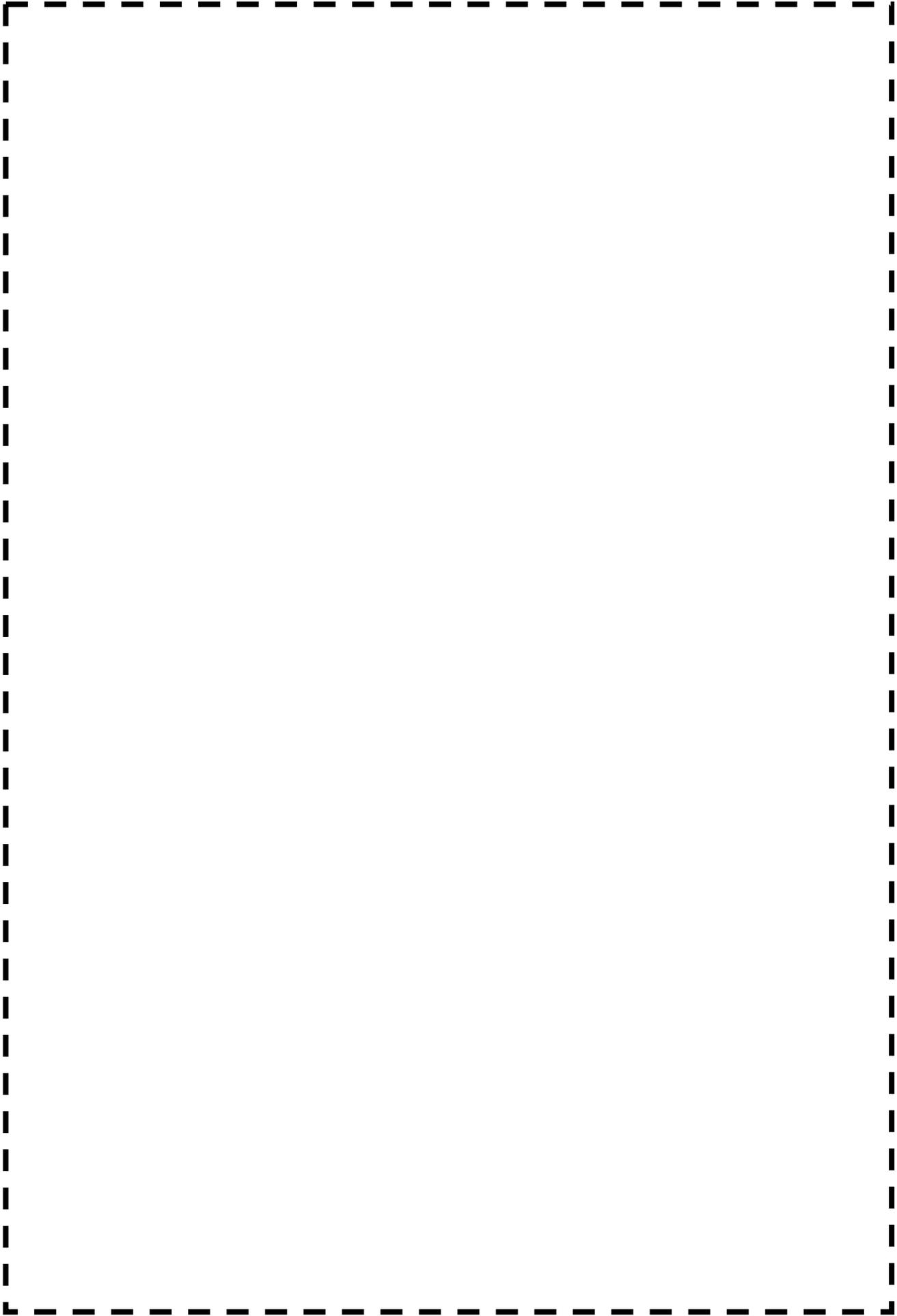


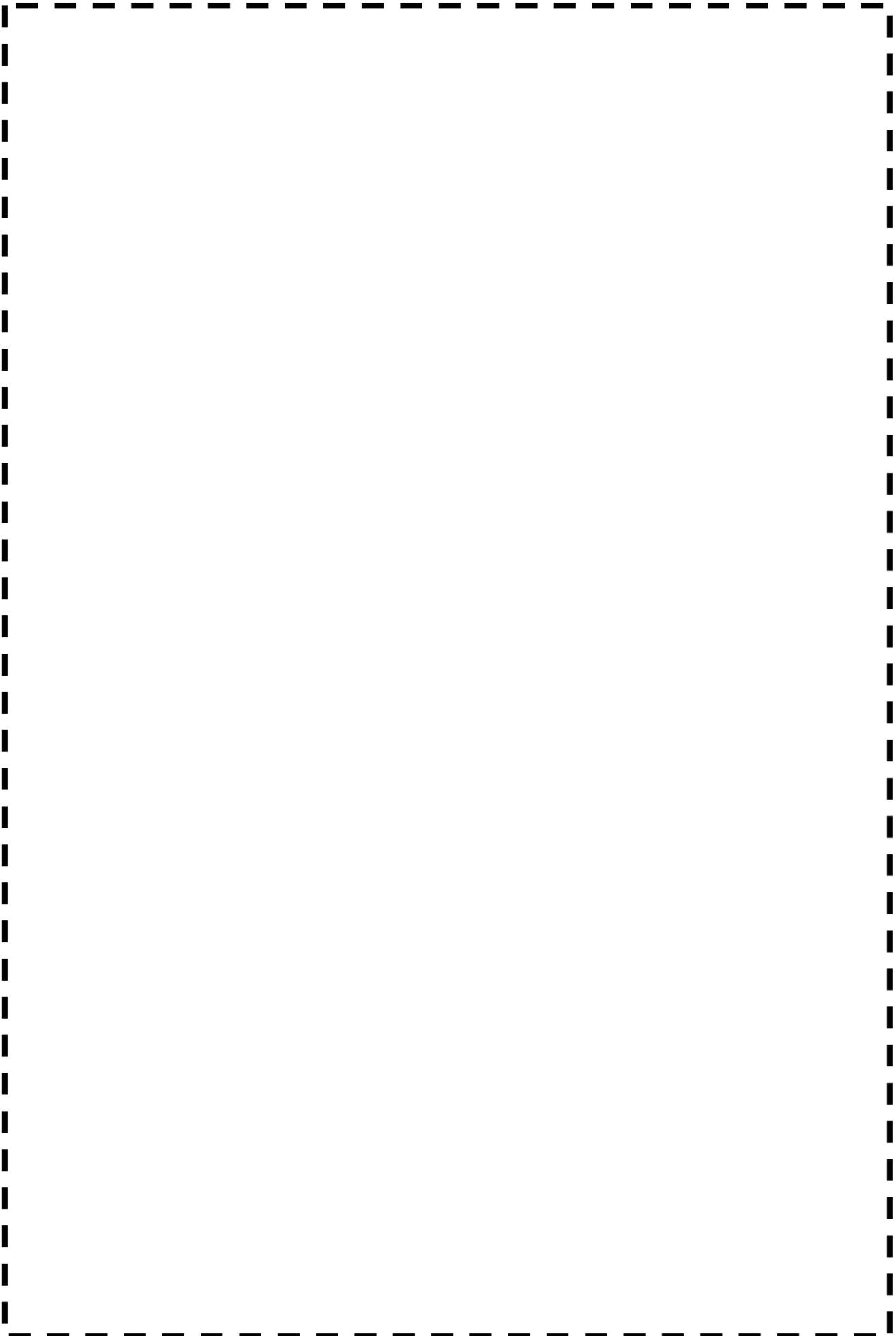
図 4.30 スライディングドア 鉄骨の相当塑性ひずみ

(3) まとめ

スライディングドアの衝突評価で最も厳しい鋼製材に対しては、衝突面（表側）で最大塑性ひずみが局部的に破断ひずみを超えるが、大部分は破断ひずみ以下であること、反衝突面（裏側）鋼板及び鉄骨の最大塑性ひずみが破断ひずみ以下であることから、かなりの変形は残るが、貫通しないと判断している。

以上より、飛来物は貫通しないと判断している。





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の評価

竜巻防護施設に波及的影響を及ぼし得る施設に対し、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添付資料 3 と同様の手順にて算出し、各建屋ともに表 1 に示す評価基準値以下であることを確認した。

表 2、3 にタービン建屋、表 4、5 に一次系ボンベ庫、表 6、7 に 3 号事務所、表 8、9 に 2 - 固体廃棄物貯蔵庫の評価結果を示す。

表 1 構造健全性評価における評価基準

評価対象施設	評価基準
タービン建屋	建築基準法に基づく保有水平耐力 ^{※1}
一次系ボンベ庫	「日本建築学会 鉄筋コンクリート構造計算規 準・同解説」に基づく短期許容せん断応力度 ^{※2}
3 号事務所	建築基準法に基づく保有水平耐力 ^{※1}
2 - 固体廃棄物貯蔵庫	建築基準法に基づく設計用地震力 ^{※2}

※1：建物の倒壊・崩壊時に抵抗できる最大の力

※2：保有水平耐力よりも保守的な評価基準

表2 タービン建屋 (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 (保有水平耐力 ^{※2})	裕度			
E. L.	階	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 _M	W _{T1} =W _P	W _{T2} =W _W +0.5W _P +W _M						
(m)		A (m ²)	q (N/m ²)	G	C	$\frac{P_{wi}}{G \cdot C}$ (kN)	ΣP_{wi} (kN)	W _W (kN)	ΔP_{max} (N/m ²)	$\Delta P_{max} \cdot A$ (kN)	$\Delta P_{max} \cdot \Sigma A$ (kN)	W _P (kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)			
38.14	R2	ハテパット	80	6,100	1.0	1.2	586	3,808	3,808	8,900	3,471	3,471	2,650	3,471	8,194	8,194	39,653	4.8	
		屋上モーター	50	6,100	1.0	1.2	366												
33.56	R2	風上	390	6,100	1.0	0.8	1,904	659	4,467	8,900	445	445	3,916	2,650	3,916	9,075	9,075	54,786	6.0
		風下	390	6,100	1.0	0.4	952												
29.30	R1	ハテパット	40	6,100	1.0	1.2	293	587	5,054	8,900	712	712	4,628	2,650	4,628	10,018	10,018	74,101	7.3
		風上	50	6,100	1.0	0.8	244												
24.00	3	風下	50	6,100	1.0	0.4	122	587	5,641	8,900	712	712	5,340	2,650	5,340	10,961	10,961	99,981	9.1
		ハテパット	0	6,100	1.0	1.2	0												
17.80	2	風上	80	6,100	1.0	0.8	391	4,539	10,180	8,900	5,518	5,518	10,858	2,650	10,858	18,259	18,259	118,673	6.4
		風下	80	6,100	1.0	0.4	196												
10.00	1	ハテパット	0	6,100	1.0	1.2	0	4,539	10,180	8,900	5,518	5,518	10,858	2,650	10,858	18,259	18,259	118,673	6.4
		風上	620	6,100	1.0	0.8	3,026												
		風下	620	6,100	1.0	0.4	1,513												

※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：保有水平耐力は、建築確認申請時の値を用いる。

表3 タービン建屋 (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 ^{※2}	評価基準値 (保有水平耐力 ^{※3})	裕度	
E. L. (m)	階	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 ^{※1} (m ²)	q (N/m ²)	G	C	P_{wi} =A・q・G・C (kN)	ΣP_{wi} (kN)	W_w (kN)	ΔP_{max} (N/m ²)	$\Delta P_{max} \cdot A$ (kN)	$\Delta P_{max} \cdot \Sigma A$ (kN)	W_p (kN)	W_M (kN)	W_{T1} =W _p (kN)	W_{T2} =W _w +0.5W _p +W _M (kN)			
38.14	R2	パレット	190	6,100	1.0	1.2	1,391	14,202	14,202	8,900	9,078	9,078	9,078	2,650	9,078	21,391	21,391	34,306	1.6
		屋上モーター	940	6,100	1.0	1.2	6,881												
33.56	R2	風上	1,020	6,100	1.0	0.8	4,978	294	14,496	8,900	9,078	9,078	9,078	2,650	9,078	21,391	21,391	34,306	1.6
		風下	390	6,100	1.0	0.4	952												
29.30	R1	パレット	20	6,100	1.0	1.2	147	1,587	16,083	8,900	9,078	9,078	9,078	2,650	9,612	21,952	21,952	40,040	1.8
		風上	0	6,100	1.0	0.8	0												
		風下	60	6,100	1.0	0.4	147												
24.00	3	パレット	70	6,100	1.0	1.2	513	1,416	17,499	8,900	9,078	9,078	9,078	2,650	13,528	25,497	25,497	45,133	1.7
		風上	0	6,100	1.0	0.8	0												
		風下	440	6,100	1.0	0.4	1,074												
17.80	2	パレット	0	6,100	1.0	1.2	0	7,857	25,356	8,900	9,078	9,078	9,078	2,650	18,690	29,494	29,494	98,417	3.3
		風上	0	6,100	1.0	0.8	0												
		風下	580	6,100	1.0	0.4	1,416												
10.00	1	パレット	0	6,100	1.0	1.2	0	7,857	25,356	8,900	12,549	12,549	31,239	2,650	31,239	43,626	43,626	114,668	2.6
		風上	1,410	6,100	1.0	0.8	6,881												
		風下	400	6,100	1.0	0.4	976												

※1: 受圧面積は、原子炉建屋、原子炉補助建屋との隣接による遮蔽効果を考慮している。

※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: 保有水平耐力は、建築確認申請時の値を用いる。

表4 一次系ボンベ庫(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 W_M	組合せ荷重		設計竜巻荷重 ^{※1}	せん断面積 A_S	発生せん断応力度 $\tau = W_T / A_S$	短期許容せん断応力度 $F_S = 1.5 \times (0.49 + F_c^{*2} / 100)$	裕度	
E. L.	階	受圧面積	速度圧 q	ガス影響係数 G	風力係数 C	層荷重		層せん断力 W_W	気圧低下量 ΔP_{max}	層荷重		層せん断力 W_P		層せん断力							
		部位				A (m^2)	P_{wi} $= A \cdot q \cdot G \cdot C$			ΣP_{wi}	$\Delta P_{max} \cdot A$		$\Delta P_{max} \cdot \Sigma A$	$W_{T1} = W_P$	$W_{T2} = W_W + 0.5W_P + W_M$						
(m)			(N/m^2)			(kN)	(kN)	(N/m^2)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(m^2)	(N/mm^2)	(N/mm^2)			
18.30	1	バラベツト	50	6,100	1.0	1.2	366	953	953	8,900	712	712	712	2,650	712	3,959	3,959	9.43	0.42	1.13	2.6
		風上	80	6,100	1.0	0.8	391														
10.00		風下	80	6,100	1.0	0.4	196														

※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: $F_c = 26.5 N/mm^2$ ($270 kgf/cm^2$)

表5 一次系ボンベ庫(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 W_M	組合せ荷重		設計竜巻荷重 ^{※1}	せん断面積 A_S	発生せん断応力度 $\tau = W_T / A_S$	短期許容せん断応力度 $F_S = 1.5 \times (0.49 + F_c^{*2} / 100)$	裕度	
E. L.	階	受圧面積	速度圧 q	ガス影響係数 G	風力係数 C	層荷重		層せん断力 W_W	気圧低下量 ΔP_{max}	層荷重		層せん断力 W_P		層せん断力							
		部位				A (m^2)	P_{wi} $= A \cdot q \cdot G \cdot C$			ΣP_{wi}	$\Delta P_{max} \cdot A$		$\Delta P_{max} \cdot \Sigma A$	$W_{T1} = W_P$	$W_{T2} = W_W + 0.5W_P + W_M$						
(m)			(N/m^2)			(kN)	(kN)	(N/m^2)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(m^2)	(N/mm^2)	(N/mm^2)			
18.30	1	バラベツト	60	6,100	1.0	1.2	440	1,124	1,124	8,900	890	890	890	2,650	890	4,219	4,219	5.33	0.8	1.13	1.4
		風上	100	6,100	1.0	0.8	488														
10.00		風下	80	6,100	1.0	0.4	196														

※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: $F_c = 26.5 N/mm^2$ ($270 kgf/cm^2$)

表6 3号事務所(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 (保有水平耐力 ^{*2})	裕度													
E. L.	階	受圧面積		速度圧	ガス 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} = $A \cdot q \cdot G \cdot C$	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)															
25.40	4	ハコベット	140	6,100	1.0	1.2	1,025	2,270	2,270	8,900	1,513	1,513	1,513	2,650	1,513	5,677	5,677	12,087	2.1												
		風上	170	6,100	1.0	0.8	830																								
21.60		風下	170	6,100	1.0	0.4	415																								
	3	風上	130	6,100	1.0	0.8	635	953	3,223	8,900	1,157	1,157	2,670	2,650	2,670	7,208	7,208	19,880	2.7												
17.80		風下	130	6,100	1.0	0.4	318																								
	2	風上	130	6,100	1.0	0.8	635	953	4,176	8,900	1,157	1,157	3,827	2,650	3,827	8,740	8,740	25,767	2.9												
14.05		風下	130	6,100	1.0	0.4	318																								
	1	風上	140	6,100	1.0	0.8	684	1,026	5,202	8,900	1,246	1,246	5,073	2,650	5,073	10,389	10,389	31,002	2.9												
10.00		風下	140	6,100	1.0	0.4	342																								

※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: 保有水平耐力は、耐震補強工事後の値を用いる。

表7 3号事務所(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 (保有水平耐力 ^{※2})	裕度												
E. L. (m)	階	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 (m ²)	q (N/m ²)	G	C	P_{wi} =A・q・G・C (kN)	ΣP_{wi} (kN)	W_w (kN)	ΔP_{max} (N/m ²)	$\Delta P_{max} \cdot A$ (kN)	$\Delta P_{max} \cdot \Sigma A$ (kN)	W_p (kN)	W_M (kN)	W_{T1} = W_p (kN)	W_{T2} = $W_w+0.5W_p+W_M$ (kN)														
25.40	4	ハコベット	70	6,100	1.0	1.2	513	1,466	1,466	8,900	1,157	1,157	1,157	2,650	1,157	4,695	4,695	13,415	2.8											
21.60		風上	130	6,100	1.0	0.8	635													732	2,198	8,900	890	890	2,047	2,047	5,872	5,872	22,064	3.7
		風下	130	6,100	1.0	0.4	318													732	2,198	8,900	890	890	2,047	2,047	5,872	5,872	22,064	3.7
17.80	2	風上	100	6,100	1.0	0.8	488	732	2,930	8,900	890	890	2,937	2,650	2,937	7,049	7,049	28,597	4.0											
14.05		風下	100	6,100	1.0	0.4	244													732	2,930	8,900	890	890	2,937	2,650	2,937	7,049	7,049	28,597
	10.00	1	風上	100	6,100	1.0	0.8	488	732	3,662	8,900	890	890	3,827	2,650	3,827	8,226	8,226	34,408	4.1										
風下		100	6,100	1.0	0.4	244	732	3,662													8,900	890	890	3,827	2,650	3,827	8,226	8,226	34,408	4.1

※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：保有水平耐力は、耐震補強工事後の値を用いる。

表 8 2 - 固体廃棄物貯蔵庫 (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 (設計用地震力 ^{※2})	裕度		
E. L.	階	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
(m)		(m ²)	(N/m ²)				(kN)	(kN)		(N/m ²)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)		
90.40	1	パラボット	130	6,100	1.0	1.2	952	2,929	2,929	8,900	2,403	2,403	2,403	2,650	2,403	6,781	6,781	24,220	3.5	
		風上	270	6,100	1.0	0.8	1,318													659
84.30		風下	270	6,100	1.0	0.4	659													
	B1	風上	300	6,100	1.0	0.8	1,464	2,196	5,125	8,900	2,670	2,670	5,073	2,650	5,073	10,312	10,312	54,689	5.3	
77.60		風下	300	6,100	1.0	0.4	732													

※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: 設計用地震力は、建築確認申請時の値を用いる。

表 9 2 - 固体廃棄物貯蔵庫 (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 (設計用地震力 ^{※2})	裕度		
E. L.	階	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
(m)		(m ²)	(N/m ²)				(kN)	(kN)		(N/m ²)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)		
90.40	1	パラボット	140	6,100	1.0	1.2	1,025	3,221	3,221	8,900	2,670	2,670	2,670	2,650	2,670	7,206	7,206	24,220	3.3	
		風上	300	6,100	1.0	0.8	1,464													732
84.30		風下	300	6,100	1.0	0.4	732													
	B1	風上	330	6,100	1.0	0.8	1,611	2,417	5,638	8,900	2,937	2,937	5,607	2,650	5,607	11,092	11,092	54,689	4.9	
77.60		風下	330	6,100	1.0	0.4	806													

※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: 設計用地震力は、建築確認申請時の値を用いる。

現地調査（訓練）で抽出された改善事項および今後の対応について

緊急時対応訓練に係る現地調査での各委員からのご指摘や意見交換等を踏まえ、以下の通り、改善事項を抽出した。また、それぞれの改善事項に対して、今後計画的に対応を実施する。

改善事項①

現地の緊急時対応要員がプラント全体の状況を把握できるよう、コミュニケーション方法に工夫すべき余地がある。

今後の対応①

現地の緊急時対応活動は災害対策本部の指示により実施するものであるが、現地の緊急時対応要員が全体の状況を把握できるようにするため、プラント状況および緊急時対応の活動状況が進展した場合に災害対策本部から現地の緊急時対応要員へ情報発信を行うように今後訓練していく。

改善事項②

海水を水源とした補給水確保において、最も厳しいケースにおける活動を行うため、恒設配管を使用せずに全てホースを用いて活動を実施した。最も有効な手段を使用すべきとの観点から、恒設配管を使用した活動についても習熟する必要がある。

今後の対応②

海水を水源とした補給水確保における恒設配管を使用した活動については、従来より個別の訓練を実施しているが、最も有効な手段を使用した活動についても習熟すべきとの観点から、今後の総合的な訓練においても恒設配管を使用した活動も取り込むよう計画する。

改善事項③

シビアアクシデント対策にて設置した弁について、識別表示が実施されていない弁がある。緊急時に誰が操作しても間違わないように、対象弁について識別表示を実施しておく必要がある。

今後の対応③

現地対応要員については適切な教育を実施しており、緊急時においても確実に弁操作を実施することが可能であるが、継続的な改善を図る観点から、緊急時の操作対象弁への識別表示を含めて今後検討を進める。

改善事項④

海水ピット廻りに設置したフェンスのゲートについて、ゲートを解放した状態で固定できないため、ロープを用いてゲートを開放状態で固縛した。海水ピットにおける作業時間の短縮のためにゲートを容易に開放できることが望ましい。

今後の対応④

海水ピット廻りに設置したフェンスのゲートについて、ゲートを開放した状態で固定できるように改造工事を実施する。（平成２５年度中）今後も訓練を通して、各活動を容易に実施する工夫を図っていくよう努める。