廃 炉 発 官 Ｒ８ 第 10 号
令 和 ８ 年 ４ 月 １ ４ 日

原 子 力 規 制 委 員 会　殿

東京都千代田区内幸町１丁目１番３号
東京電力ホールディングス株式会社
代表執行役社長　　小早川　智明

福島第一原子力発電所　特定原子力施設に係る実施計画　変更認可申請書の
一部補正について

令和７年４月３０日付け廃炉発官Ｒ７第２９号をもって申請しました福島第一原子力発電所 特定原子力施設に係る実施計画 変更認可申請書を別紙の通り一部補正をいたします。

以　上

「福島第一原子力発電所　特定原子力施設に係る実施計画」について，下記の箇所を別添の通りとする。

補正箇所，補正理由及びその内容は以下の通り。

○福島第一原子力発電所　特定原子力施設に係る実施計画

２号機使用済燃料プールからの燃料取り出しに伴う，使用済燃料の取り出し及び構内輸送容器を使用した共用プールへの輸送に関して，審査の進捗を踏まえ，下記の通り補正を行う。

併せて，実施計画Ⅲ第１編第１８条，第２５条及び第２６条の記載の適正化並びに原規規発第2508201号及び原規規発第2603231号にて認可された実施計画の反映を行う。

Ⅱ　特定原子力施設の設計，設備

2　特定原子力施設の構造及び設備，工事の計画

2.11　使用済燃料プールからの燃料取り出し設備

本文

・審査の進捗に伴う記載内容の見直し

添付資料－１－３

・ワイヤ修復燃料の取り扱いに係る記載の追加

・記載の適正化

添付資料－２－１－４

・変更なし

添付資料－２－２－３

・審査の進捗に伴う記載内容の見直し

・記載の適正化

添付資料－２－２－４

・ワイヤ修復燃料の取り扱いに係る記載の追加

添付資料－２－３－３

・変更なし

添付資料－８

・審査の進捗に伴い申請内容の取り下げ

2.12　使用済燃料共用プール設備

本文

・変更なし

添付資料－９－２

・審査の進捗に伴う記載内容の見直し

添付資料－１０

・審査の進捗に伴う記載内容の見直し

2.13　使用済燃料乾式キャスク仮保管設備
本文
・変更なし
添付資料－３－２
・記載の適正化

Ⅲ　特定原子力施設の保安
第１編　（１号炉，２号炉，３号炉及び４号炉に係る保安措置）
第４章　運転管理
第１８条
・記載の適正化
第２５条
・記載の適正化
第２６条
・記載の適正化
第５章　燃料管理
第３４条
・変更なし
第３６条
・原規規発第2508201号にて認可された実施計画の反映
第３７条
・変更なし
附則
・原規規発第2603231号にて認可された実施計画の反映

以　上

别添

2.11 使用済燃料プールからの燃料取り出し設備

2.11.1 基本設計

2.11.1.1 設置の目的

使用済燃料プールからの燃料取り出しは，燃料取り出し用カバー（構台及び換気設備含む）の設置による作業環境の整備，燃料等を取り扱う燃料取扱設備の設置を行い，燃料を使用済燃料プール内の使用済燃料貯蔵ラックから取り出し原子炉建屋から搬出することを目的とする。

使用済燃料プールからの燃料取り出し設備（以下，「燃料取り出し設備」という。）は，燃料取扱設備，構内用輸送容器，燃料取り出し用カバーで構成される。燃料取扱設備は，燃料取扱機，クレーンで構成され，燃料取り出し用カバーにより支持される。なお，燃料の原子炉建屋外への搬出には，構内用輸送容器を使用する。

また，クレーンはオペレーティングフロア上での資機材運搬や揚重等にも使用する。

2.11.1.2 要求される機能

(1) 燃料取扱設備

燃料取扱設備は，二重のワイヤなどにより落下防止を図る他，駆動源喪失時にも燃料集合体を落下させない設計とする。

また，遮蔽，臨界防止を考慮した設計とする。

(2) 構内用輸送容器

構内用輸送容器は，除熱，密封，遮蔽，臨界防止を考慮した設計とする。また，破損燃料集合体を収納して輸送する容器については，燃料集合体の破損形態に応じて輸送中に放射性物質の飛散・拡散を防止できる設計とする。

(3) 燃料取り出し用カバー

燃料取り出し用カバーは，燃料取扱設備の支持，作業環境の整備及び放射性物質の飛散・拡散防止ができる設計とする。

2.11.1.3 設計方針

燃料取り出し設備は，「特定原子力施設への指定に際し東京電力株式会社福島第一原子力発電所に対して求める措置を講ずべき事項について（平成 24 年 11 月 7 日原子力規制委員会決定。以下，「措置を講ずべき事項」という。）」等の規制基準を満たす設計とする。

その上で，燃料取り出し設備の設計において特に留意すべき点は，以下のとおり。

(1) 燃料取扱設備

a. 落下防止

(a) 使用済燃料貯蔵ラック上には，重量物を吊ったクレーンを通過できないようにインターロックを設け，貯蔵燃料への重量物の落下を防止できる設計とする。

(b) 燃料取扱機の燃料把握機は，二重のワイヤや種々のインターロックを設け，また，クレーンの主要要素は，二重化を施すことなどにより，燃料移送操作中の燃料集合体等の落下を防止できる設計とする。

b. 遮蔽

燃料取扱設備は，使用済燃料プールから構内用輸送容器への燃料集合体の収容操作を，燃料の遮蔽に必要な水深を確保した状態で，水中で行うことができる設計とするか，放射線防護のための適切な遮蔽を設けて行う設計とする。

c. 臨界防止

燃料取扱設備は，燃料集合体を一体ずつ取り扱う構造とすることにより，燃料の臨界を防止する設計とする。

d. 放射線モニタリング

燃料取扱エリアの放射線モニタリングのため，放射線モニタを設け放射線レベルを測定し，これを免震重要棟集中監視室に表示すると共に，過度の放射線レベルを検出した場合には警報を発し，放射線業務従事者に伝える設計とする。

e. 単一故障

(a) 燃料取扱機の燃料把握機は，二重のワイヤや燃料集合体を確実につかんでいない場合には吊上げができない等のインターロックを設け，圧縮空気等の駆動源が喪失した場合にも，フックから燃料集合体が外れない設計とする。

(b) 燃料取扱機の安全運転に係わるインターロックは電源喪失，ケーブル断線で安全側になる設計とする。

(c) クレーンの主要要素は，二重化を施すことなどにより，移送操作中の構内用輸送容器等の落下を防止できる設計とする。

f. 試験検査

燃料取扱設備のうち安全機能を有する機器は，適切な定期的試験及び検査を行うことができる設計とする。

また，破損燃料を取り扱う場合，燃料取扱設備は，破損形態に応じた適切な取扱手法により，移送中の放射性物質の飛散・拡散を防止できる設計とする。

(2) 構内用輸送容器

a. 除熱

使用済燃料の健全性及び構内用輸送容器構成部材の健全性が維持できるように，使用済燃料の崩壊熱を適切に除去できる設計とする。

b. 密封

周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込める設計とする。

c. 遮蔽

内部に燃料を入れた場合に放射線障害を防止するため，使用済燃料の放射線を適切に遮蔽する設計とする。

d. 臨界防止

想定されるいかなる場合にも，燃料が臨界に達することを防止できる設計とする。

また，破損燃料集合体を収納して輸送する容器は燃料集合体の破損形態に応じて輸送中に放射性物質の飛散・拡散を防止できる設計とする。

(3) 燃料取り出し用カバー

a. 燃料取り出し作業環境の整備

燃料取り出し用カバーは，燃料取り出し作業に支障が生じることのないよう，風雨を遮る設計とする。

また，必要に応じ燃料取り出し用カバー内にローカル空調機を設置し，カバー内の作業環境の改善を図るものとする。

b. 放射性物質の飛散・拡散防止

燃料取り出し用カバーは，原子炉建屋から大気への開放部分を低減するとともに，換気設備を設け，排気はフィルタユニットを通じて大気へ放出することにより，カバー内の放射性物質の大気への放出を抑制し，敷地周辺の線量への影響を達成できる限り低減できる設計とする。

(4) 大型カバー（燃料取り出し用カバー）

大型カバーは，その必要な安全機能について，十分に高い信頼性を確保し，かつ，維持し得る設計とする。

大型カバーは，その健全性及び能力を確認するため，適切な方法により，その必要な安全機能を検査ができる設計とする。

2.11.1.4 供用期間中に確認する項目

(1) 燃料取扱設備

燃料取扱設備は，動力源がなくなった場合においても吊り荷を保持し続けること。

(2) 構内用輸送容器

構内用輸送容器は，除熱，密封，遮蔽，臨界防止の安全機能が維持されていること。

(3) 燃料取り出し用カバー

対象外とする。

2.11.1.5　主要な機器

(1) 燃料取扱設備

燃料取扱設備は，燃料取扱機，クレーンで構成する。なお，２号機の燃料取扱設備には，これらに加えてジブクレーンを備える。

a. 燃料取扱機

燃料取扱機は，使用済燃料プール及びキャスクピット上を水平に移動するブリッジ並びにその上を移動するトロリで構成する。なお，２号機の燃料取扱機は，低床ジブクレーンとし，原子炉建屋オペレーティングフロア，燃料取り出し用カバー間を水平に移動する走行台車とその上に設置する旋回体で構成する。

b. クレーン

クレーンは，オペレーティングフロア上部を水平に移動するガーダ及びその上を移動するトロリで構成する。なお，２号機のクレーンは，低床ジブクレーンとし，原子炉建屋オペレーティングフロア，燃料取り出し用カバー間を水平に移動する走行台車とその上に設置する旋回体で構成する。

(2) 構内用輸送容器

構内用輸送容器は，容器本体，蓋，バスケット等で構成する。

(3) 燃料取り出し用カバー

燃料取り出し用カバーは，２号機を除き使用済燃料プールを覆う構造としており，必要により，燃料取扱機支持用架構及びクレーン支持用架構を有する。

なお，２号機については，燃料取扱機支持用架構及びクレーン支持用架構を有する燃料取り出し用構台を新設し，既存の原子炉建屋に新たに設ける開口部から，燃料取扱設備を出し入れする構造とする。

また，燃料取り出し用カバーは換気設備及びフィルタユニットを有する。

なお，換気設備の運転状態やフィルタユニット出入口で監視する放射性物質濃度等の監視状態は現場制御盤及び免震重要棟集中監視室に表示され，異常時は警報を発するなどの管理を行う。

2.11.1.6　自然災害対策等

(1) 津波

燃料取扱設備は，東北地方太平洋沖地震津波相当の津波が到達しないと考えられる原子炉建屋オペレーティングフロア上（地上からの高さ約 30m）に設置する。

燃料取り出し用カバーは鉄骨構造と鋼製の外装材により構成されているが，閉空間になっておらず，津波襲来時には，水は燃料取り出し用カバーの裏側に回り込み，津波による影響を受けない。

(2) 豪雨，台風，竜巻，落雷

燃料取り出し用カバーは，建築基準法及び関係法令に基づいた風圧力に対し耐えら

れるよう設計する。

燃料取扱設備は，建築基準法及び関係法令に基づいた風圧力に対し耐えられるよう設計している燃料取り出し用カバー内に設置する。

燃料取出し用カバーは外装材で覆うことにより風雨を遮る設計とする。燃料取扱設備は，風雨を遮る設計である燃料取出し用カバー内に設置する。

燃料取扱設備および燃料取り出し用構台は建築基準法及び関連法令に従い必要に応じて避雷設備を設ける。

(3) 外部人為事象

外部人為事象に対する設計上の考慮については，Ⅱ.1.14　参照。

(4) 火災

燃料取り出し用カバー及び燃料取り出し用カバー内外の主要構成部材は不燃性のものを使用し，電源盤については不燃性又は難燃性，ケーブルについては難燃性のものを可能な限り使用し，火災が発生することを防止する。火災の発生が考えられる箇所について，火災の早期検知に努めるとともに，消火器を設置することで初期消火活動を可能にし，火災による影響を軽減する。

(5) 環境条件

燃料取扱設備については，燃料取り出し用カバーに換気設備を設け，排気はフィルタユニットを通じて大気へ放出することとしている。

燃料取り出し用カバーの外部にさらされている鉄骨部及び機器等は，劣化防止を目的に，塗装を施す。

(6) 被ばく低減対策

放射線業務従事者が立ち入る場所の外部放射線に係る線量率を把握し，作業時間等を管理することで，作業時の被ばく線量が法令に定められた線量限度を超えないようにする。

また，放射線業務従事者の被ばく線量低減策として，大組した構造物をクレーンにてオペレーティングフロアへ吊り込むことにより，オペレーティングフロア上での有人作業の削減を図る。

2.11.1.7　運用

(1) 燃料集合体の健全性確認

使用済燃料プールに貯蔵されている燃料集合体について，移送前に燃料集合体の機械的健全性を確認する。

(2) 破損燃料の取り扱い

燃料集合体の機械的健全性確認において，破損が確認された燃料集合体を移送する場合には，破損形態に応じた適切な取扱手法及び収納方法により，放射性物質の飛散・拡散を防止する。

2.11.1.8　構造強度及び耐震性

(1) 構造強度

a. 燃料取扱設備

燃料取扱設備は，設計，材料の選定，製作及び検査について，適切と認められる規格及び基準による。

燃料取扱設備は，地震荷重等の適切な組合せを考慮しても強度上耐え得る設計とする。

b. 構内用輸送容器

構内用輸送容器は取扱中における衝撃，熱等に耐え，かつ，容易に破損しない設計とする。

構内用輸送容器は，設計，材料の選定，製作及び検査について適切と認められる規格及び基準によるものとする。

c. 燃料取り出し用カバー

燃料取り出し用カバーは，設計，材料の選定，製作及び検査について，適切と認められる規格及び基準を原則とするが，特殊な環境下での設置となるため，必要に応じ解析や試験等を用いた評価により確認する。

燃料取り出し用カバーは，燃料取扱設備を支持するために必要な構造強度を有する設計とする。

(2) 耐震性

a. 燃料取扱設備

(a) 燃料取扱機

燃料取扱機は，2021 年 9 月 8 日及び 2022 年 11 月 16 日の原子力規制委員会で示された耐震設計の考え方を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆への被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，核燃料物質を非密封で扱う燃料加工施設や使用施設等における耐震クラス分類を参考にして適切な耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に十分耐えられる設計とする。

ただし，2021 年 9 月 8 日以前に認可された設備については，「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針」を参考にして耐震クラスを分類している。

(b) クレーン

クレーンは，2021 年 9 月 8 日及び 2022 年 11 月 16 日の原子力規制委員会で示された耐震設計の考え方を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆への被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，核燃料物質を非密封で扱う燃料加工施設や使用施設等における耐震クラス分類を参考にして適切な耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考

えられる設計用地震力に十分耐えられる設計とする。

ただし，2021 年 9 月 8 日以前に認可された設備については，「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針」を参考にして耐震クラスを分類している。

b. 燃料取り出し用カバー

燃料取り出し用カバーは，2021 年 9 月 8 日及び 2022 年 11 月 16 日の原子力規制委員会で示された耐震設計の考え方を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆への被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，核燃料物質を非密封で扱う燃料加工施設や使用施設等における耐震クラス分類を参考にして適切な耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に十分耐えられる設計とする。

ただし，2021 年 9 月 8 日以前に認可された設備については，「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針」を参考にして耐震クラスを分類している。

2.11.2　基本仕様

2.11.2.1　主要仕様

(1) 燃料取扱設備

（4 号機）

a. クレーン

型式	天井走行式	
基数	1 基	
定格荷重	主巻	: 100t
	補巻	: 5t
	ホイスト	: 10t

b. エリア放射線モニタ

検出器の種類	半導体検出器
計測範囲	10^{-3}～10mSv/h
個数	2 個
取付箇所	4 号機　原子炉建屋 5FL（燃料取り出し用カバーオペフロ階）

（３号機）

a. 燃料取扱機

型式	燃料把握機付移床式	
基数	1 基	
定格荷重	燃料把握機	：1t
	西側補助ホイスト	：4.9t
	東側補助ホイスト	：4.9t
	テンシルトラス	：1.5t

b. クレーン

型式	床上走行式	
基数	1 基	
定格荷重	主巻	：50t
	補巻	：5t

c. エリア放射線モニタ

検出器の種類	半導体検出器
計測範囲	10^{-2}～10^{2}mSv/h
個数	2 個
取付箇所	3 号機　燃料取り出し用カバー　燃料取り出し作業フロア

（２号機）

a. 燃料取扱機

型式	低床ジブクレーン
基数	1 基
定格荷重	：1t

b. クレーン

型式	低床ジブクレーン
基数	1 基
定格荷重	：47t

c. ジブクレーン

型式	低床ジブクレーン
基数	1 基
定格荷重	：3.9t

d. エリア放射線モニタ

検出器の種類	半導体検出器
計測範囲	10^{-2}～10^{2}mSv/h
個数	2 個
取付箇所	2 号機　燃料取り出し用構台作業エリア

（1 号機）

a. 燃料取扱機

型式	燃料把握機付移床式	
基数	1 基	
定格荷重	燃料把握機	：450kg

b. クレーン

型式	床上走行式	
基数	1 基	
定格荷重	主巻	：80t
	補巻	：5t
	ホイスト	：10t

c. エリア放射線モニタ

検出器の種類	半導体検出器
計測範囲	10^{-4}～1mSv/h
個数	2 個
取付箇所	1 号機　大型カバー燃料取り出し作業エリア

(2) 構内用輸送容器

（２号機，３号機及び４号機を除く）

基数	1 式

（４号機）

型式	NFT-22B 型
収納体数	22 体
基数	2 基

型式	NFT-12B 型
収納体数	12 体
基数	2 基

（３号機）※

種類	密封式円筒形
収納体数	7 体
基数	2 基

種類	密封式円筒形
収納体数	2 体
基数	1 基

※２号機と兼用

(3) 燃料取り出し用カバー（構台及び換気設備含む）

（４号機）

a. 燃料取り出し用カバー

種類	鉄骨造
寸法	約 69m（南北）×約 31m（東西）×約 53m（地上高） （作業環境整備区画） 約 55m（南北）×約 31m（東西）×約 23m（オペレーティングフロア上部高さ）
個数	1 個

b. 送風機（給気フィルタユニット）

種類	遠心式

容量　　25,000m^3/h
台数　　3台

c. プレフィルタ（給気フィルタユニット）
種類　　中性能フィルタ（袋型）
容量　　25,000m^3/h
台数　　3台

d. 高性能粒子フィルタ（給気フィルタユニット）
種類　　高性能粒子フィルタ
容量　　25,000m^3/h
効率　　97%（粒径0.3μm）以上
台数　　3台

e. 排風機（排気フィルタユニット）
種類　　遠心式
容量　　25,000m^3/h
台数　　3台

f. プレフィルタ（排気フィルタユニット）
種類　　中性能フィルタ（袋型）
容量　　25,000m^3/h
台数　　3台

g. 高性能粒子フィルタ（排気フィルタユニット）
種類　　高性能粒子フィルタ
容量　　25,000m^3/h
効率　　97%（粒径0.3μm）以上
台数　　3台

h. 放射性物質濃度測定器（排気フィルタユニット出入口）
(a) 排気フィルタユニット入口
検出器の種類　　シンチレーション検出器
計測範囲　　10^0～10^4s^{-1}
台数　　1台

(b) 排気フィルタユニット出口

排気フィルタユニット出口については，Ⅱ2.15 放射線管理関係設備等参照

i. ダクト

(a) カバー内ダクト

種類	長方形はぜ折りダクト／鋼板ダクト
材質	溶融亜鉛めっき鋼板（SGCC 又は SGHC）／SS400

(b) 屋外ダクト

種類	長方形はぜ折りダクト／鋼板ダクト
材質	溶融亜鉛めっき鋼板 （SGCC 又は SGHC，ガルバニウム付着）／SS400

(c) 柱架構ダクト

種類	柱架構
材質	鋼材

（3 号機）

a. 燃料取り出し用カバー

種類	鉄骨造
寸法	約 19m（南北）×約 57m（東西）×約 54m（地上高） （作業環境整備区画） 約 19m（南北）×約 57m（東西）×約 24m（オペレーティングフロア上部高さ）
個数	1 個

b. 排風機

種類	遠心式
容量	30,000m^3/h
台数	2 台

c. プレフィルタ（排気フィルタユニット）

種類	中性能フィルタ
容量	10,000m^3/h
台数	4 台

d. 高性能粒子フィルタ（排気フィルタユニット）

種類	高性能粒子フィルタ

容量　　10,000m^3/h
効率　　97%（粒径 0.3μm）以上
台数　　4 台

e. 放射性物質濃度測定器（排気フィルタユニット出入口）

(a) 排気フィルタユニット入口

検出器の種類　　シンチレーション検出器
計測範囲　　10^{-1}～10^{5}s^{-1}
台数　　1 台

(b) 排気フィルタユニット出口

排気フィルタユニット出口については，Ⅱ2.15 放射線管理関係設備等参照

f. ダクト

種類　　はぜ折りダクト／鋼板ダクト
材質　　ガルバリウム鋼板／SS400

（2 号機）

a. 燃料取り出し用構台

種類　　鉄骨造
寸法　　約 33m（南北）×約 27m（東西）×約 45m（地上高）
（作業環境整備区画）
約 33m（南北）×約 27m（東西）×約 17m（オペレーティングフロア上部高さ）
個数　　1 個

b. 排風機

種類　　遠心式
容量　　30,000m^3/h
台数　　2 台

c. プレフィルタ（排気フィルタユニット）

種類　　中性能フィルタ
容量　　10,000m^3/h
台数　　4 台

d. 高性能粒子フィルタ（排気フィルタユニット）

種類　　高性能粒子フィルタ

容量　　10,000m^3/h
効率　　97%（粒径 0.3μm）以上
台数　　4 台

e. 放射性物質濃度測定器（排気フィルタユニット出入口）

(a) 排気フィルタユニット入口

検出器の種類　　シンチレーション検出器
計測範囲　　10^{-1}～10^{5}s^{-1}
台数　　4 台

(b) 排気フィルタユニット出口

排気フィルタユニット出口については，Ⅱ2.15 放射線管理関係設備等参照

f. ダクト

種類　　はぜ折りダクト／鋼板ダクト
材質　　ガルバリウム鋼板／SS400

（1 号機）

a. 大型カバー

種類　　鉄骨造
寸法　　約 66m（南北）×約 56m（東西）×約 68m（地上高）
（作業環境整備区画）
約 66m（南北）×約 56m（東西）×約 40m（オペレーティングフロア上部高さ）
個数　　1 個

b. 送風機

種類　　遠心式
容量　　30,000m^3/h
台数　　2 台（うち 1 台予備）

c. プレフィルタ（給気フィルタユニット）

種類　　中性能フィルタ
容量　　30,000m^3/h
台数　　2 台（うち 1 台予備）

d. 排風機

種類	遠心式
容量	30,000m^3/h
台数	2台（うち1台予備）

e. プレフィルタ（排気フィルタユニット）

種類	中性能フィルタ
容量	30,000m^3/h
台数	2台（うち1台予備）

f. 高性能粒子フィルタ（排気フィルタユニット）

種類	高性能粒子フィルタ
容量	30,000m^3/h
効率	97%（粒径0.3μm）以上
台数	2台（うち1台予備）

g. ダスト放射線モニタ

(a) 排気フィルタユニット入口

検出器の種類	シンチレーション検出器
計測範囲	10^0～$10^4 s^{-1}$
台数	2台

(b) 大型カバー換気設備出口

大型カバー換気設備出口については，Ⅱ2.15 放射線管理関係設備等参照

h. ダクト

種類	はぜ折りダクト／鋼板ダクト
材質	ガルバリウム鋼板／SS400

2.11.3　添付資料

添付資料－１　燃料取扱設備の設計等に関する説明書

添付資料－１－１　燃料の落下防止，臨界防止に関する説明書

添付資料－１－２　放射線モニタリングに関する説明書

添付資料－１－３　燃料の健全性確認及び取り扱いに関する説明書※1

添付資料－２　構内用輸送容器の設計等に関する説明書

添付資料－２－１　構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書※1

添付資料－２－２　破損燃料用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書※1

添付資料－２－３　構内輸送時の措置に関する説明書※1

添付資料－３　燃料取り出し用カバーの設計等に関する説明書

添付資料－３－１　放射性物質の飛散・拡散を防止するための機能に関する説明書

添付資料－３－２　移送操作中の燃料集合体の落下※1

添付資料－４　構造強度及び耐震性に関する説明書

添付資料－４－１　燃料取扱設備の構造強度及び耐震性に関する説明書

添付資料－４－２　燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する説明書

添付資料－４－３　燃料取り出し用カバー換気設備の構造強度及び耐震性に関する説明書

添付資料－５　使用済燃料プールからの燃料取り出し工程表

添付資料－６　福島第一原子力発電所第１号機原子炉建屋カバーに関する説明書

添付資料－７　福島第一原子力発電所第２号機原子炉建屋外壁の開口設置について

添付資料－７－１　福島第一原子力発電所第２号機原子炉建屋西側外壁の開口設置について

添付資料－７－２　福島第一原子力発電所第２号機原子炉建屋南側外壁の開口設置について

※1（２号機，３号機及び４号機を除く）の説明書については，別途申請する。

燃料の健全性確認及び取り扱いに関する説明書

1.　概要

福島第一１～４号機　使用済燃料プール（以下，ＳＦＰ）に貯蔵されている燃料は，海水注入等による水質環境変化，原子炉建屋爆発に伴うがれきの落下を経験しており，燃料を使用済燃料共用プール（４号機ＳＦＰに貯蔵されている新燃料については，一部６号機ＳＦＰ）へ搬出する前に，取り扱いに必要な機能を有していることを確認しておく必要がある。

燃料健全性を確認するための検査としてはシッピング検査や外観検査といった検査が考えられるが，燃料検査装置が損傷していること，ＳＦＰ周辺は空間線量が高いことから，通常行われている検査を行うことは困難な状況にある。このため，海水注入等による水質環境変化についてはＳＦＰ水質を模擬した燃料部材の腐食試験等により，がれきの落下についてはがれきが衝突する上部タイプレート（以下，ＵＴＰ）の変形程度を確認することにより，燃料健全性への影響について確認する。

燃料健全性への影響がない燃料集合体は２号機においては２号機構内用輸送容器，３号機においては３号機構内用輸送容器，４号機においては既存のＮＦＴ－２２Ｂ型構内輸送容器に収納し，燃料健全性への影響が疑われる燃料集合体は燃料被覆管の破損を考慮した容器に収納し，使用済燃料共用プール（４号機ＳＦＰに貯蔵されている新燃料については，一部６号機ＳＦＰ）へ搬出する。

2.　震災時のＳＦＰの状況

福島第一１～４号機は地震後の津波によりプール水の冷却機能が喪失し，使用済燃料からの崩壊熱によりプール水が蒸発したが，放水車や既設のＦＰＣ配管を用いた注水によりＳＦＰ内の燃料が冠水した状態を維持することができた。１号機，３号機，４号機は水素爆発により建屋が損傷しており，水中カメラを用いて３号機，４号機のＳＦＰ内を調査したところ，がれきが散乱していることを確認している。

水質分析の結果，塩化物イオン濃度は４号機で約 2500ppm，pH は３号機で 11.2 が確認された。以下に福島第一１～４号機の震災時のＳＦＰの水質について記載する。

2.1.　１号機ＳＦＰの状況

震災発生時に１号機のＳＦＰには使用済燃料292体，新燃料100体が貯蔵されていた。震災に伴う全交流電源喪失により，平成23年3月11日にＳＦＰの冷却機能及び補給水機能が喪失したが，コンクリートポンプ車による放水（淡水）やＦＰＣ配管による注水（淡水）により，図２－１に示すとおり燃料が冠水した状態を維持することができた。平成23年8月10日に代替冷却系によるＳＦＰ冷却を開始した。冷却開始時の水温は約47℃（代替冷却系入口温度）だったが，平成23年8月27日頃には安定した状態になった。

なお，１号機ＳＦＰには海水注入を行っていない。

2.2.　２号機ＳＦＰの状況

震災発生時に２号機のＳＦＰには使用済燃料587体，新燃料28体が貯蔵されていた。震災に伴う全交流電源喪失により，平成23年3月11日にＳＦＰの冷却機能及び補給水機能が喪失したが，ＦＰＣ配管を用いた注水（海水又は淡水）により，図２－２に示すとおり燃料が冠水した状態を維持することができた。平成23年5月31日に代替冷却系によるＳＦＰ水冷却を開始した。冷却開始時の水温は70℃（ＳＦＰ温度計指示値）だったが，平成23年6月5日頃には安定した状態になった。また，平成24年1月から塩分除去作業を開始した。塩分除去開始前の塩化物イオン濃度は1600ppmであったが，平成24年7月に十分低い濃度に達したことから，塩分除去作業を完了した（保安規定制限値：100ppm)。塩分濃度の推移を図２－３に示す。

2.3.　３号機ＳＦＰの状況

震災発生時に3号機のＳＦＰには使用済燃料514体，新燃料52体が貯蔵されていた。震災に伴う全交流電源喪失により，平成23年3月11日にＳＦＰの冷却機能及び補給水機能が喪失したが，放水車，屈折放水塔車，コンクリートポンプ車による放水（海水又は淡水）や既設のＦＰＣ配管を用いた注水により図２－４に示すとおり燃料が冠水した状態を維持することができた。

ＳＦＰ水を分析したところ，落下したコンクリートからカルシウム等が溶出し，ＳＦＰ水がアルカリ性を示すことが確認された。このため，ＳＦＰ内の設備の腐食を防止するためにホウ酸水を注水して中和した。注水前には強アルカリ性（pH11.2，平成23年5月8日測定）であったが，注水後には弱アルカリ性（pH9.0，平成23年7月7日測定）になった。

平成23年6月30日に代替冷却系によるＳＦＰ水冷却を開始した。冷却開始時の水温は約62℃（代替冷却系入口温度）だったが，平成23年7月7日頃には安定した状態になった。また，平成24年4月から塩分除去作業を開始した。塩分除去開始前の塩化物イオン濃度は1600ppmであったが，平成25年3月に十分低い濃度に達したことから塩分除去作業を完了した。塩分濃度の推移を図２－５に示す。

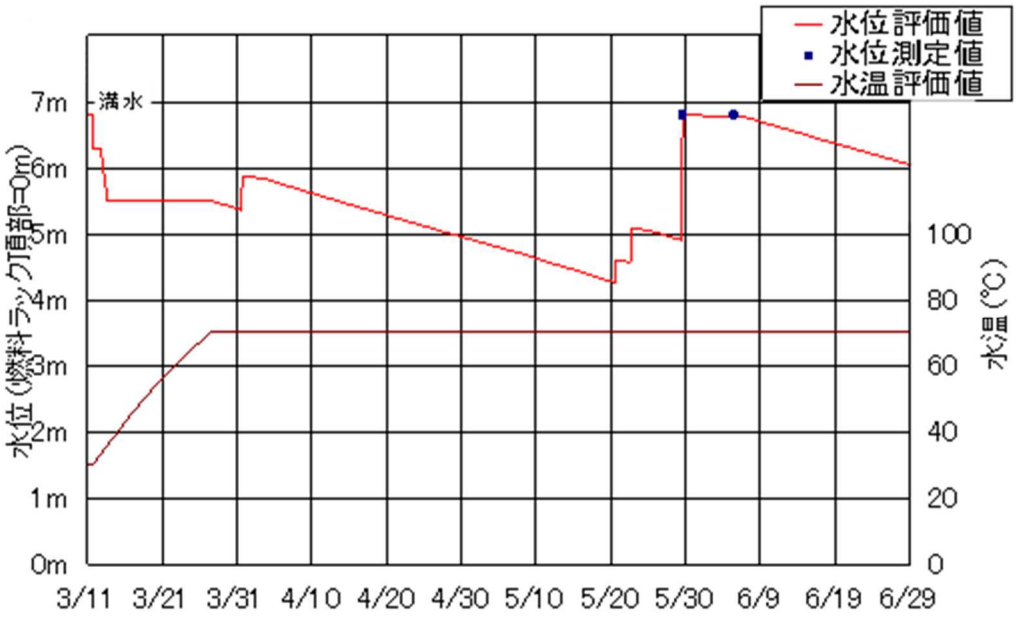
2.4.　４号機ＳＦＰの状況

震災発生時に4号機のＳＦＰには使用済燃料1331体，新燃料204体が貯蔵されていた。震災に伴う全交流電源喪失により，平成23年3月11日にＳＦＰの冷却機能及び補給水機能が喪失したが，高圧放水車，コンクリートポンプ車を用いた放水（海水又は淡水）により図２－６に示すとおり燃料が冠水した状態を維持することができた。

福島第一１～４号機ＳＦＰの中で最も発熱量が高い４号機では，平成23年3月22日より海水注水を実施しており，平成23年5月7日には約2500ppmの塩化物イオン濃度が測定され

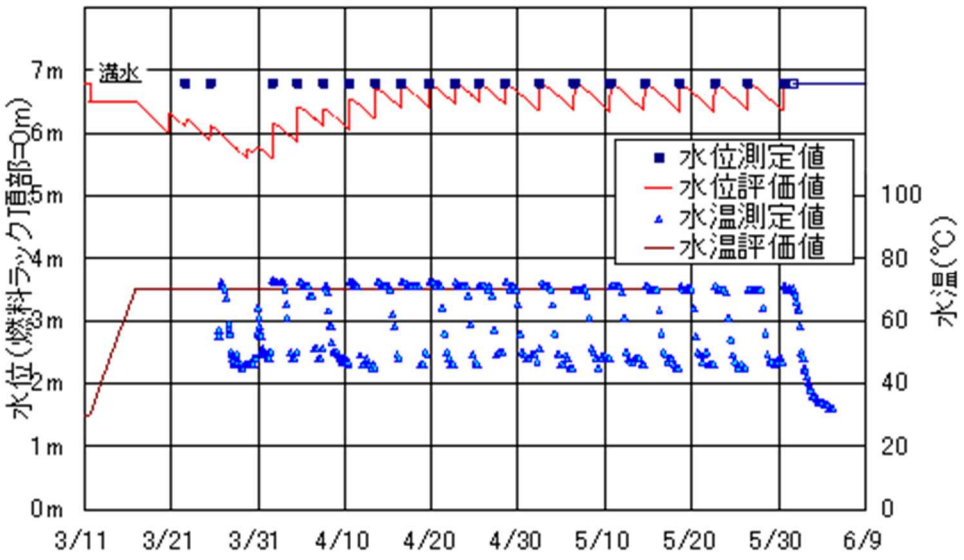
た。淡水に切替えた以降は，約2000～2500ppmの塩化物イオン濃度で推移した。

平成23年7月31日に代替冷却系によるＳＦＰ水冷却を開始した。冷却開始前の水温は90℃程度と評価されているが，冷却開始後は夏場でも40℃程度で安定的に推移した。また，平成23年8月から塩分除去作業を開始した。塩分除去開始前の塩化物イオン濃度は1944ppmであったが，平成24年10月に塩化物イオン濃度9ppm程度と十分低い濃度に達したことから塩分除去作業を完了した。塩分濃度の推移を図２－７に示す。



日付は平成 23 年の月/日を示す

図２－１　１号機ＳＦＰの評価結果



日付は平成 23 年の月/日を示す

図２－２　２号機ＳＦＰの評価結果

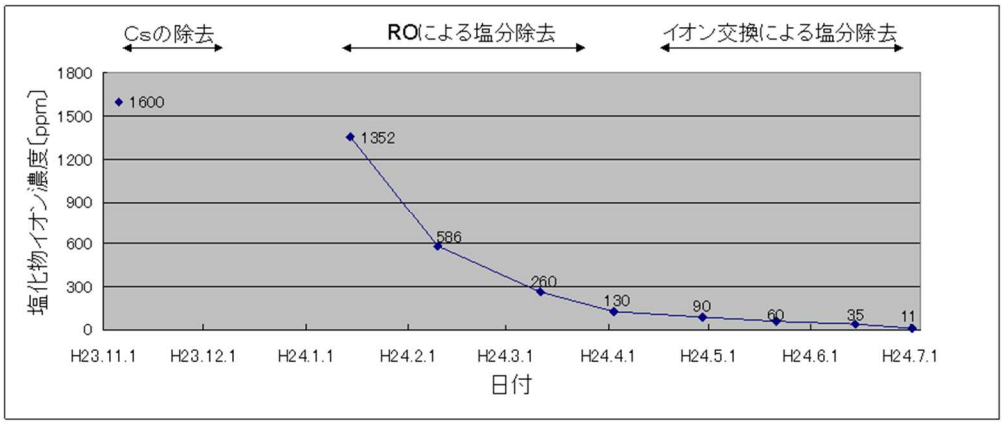
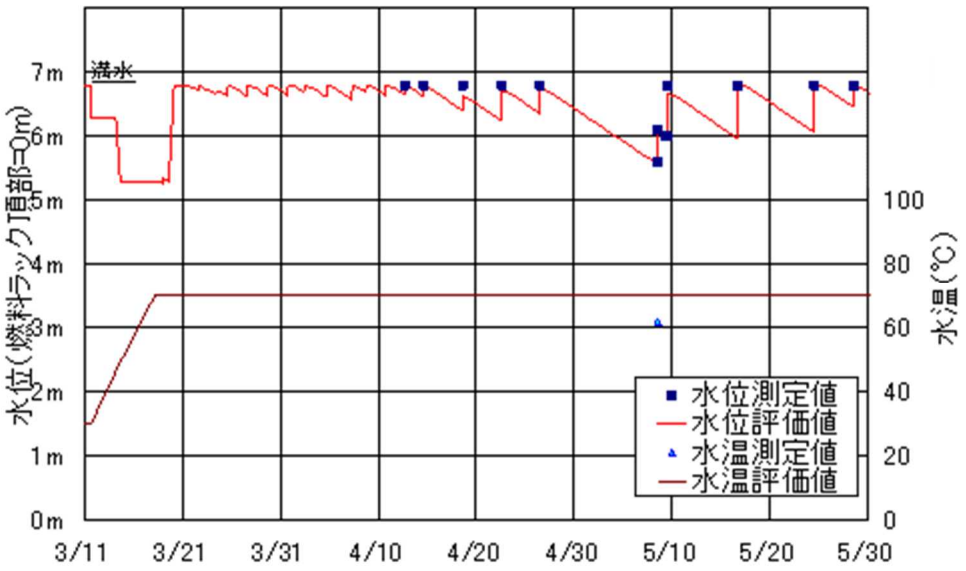


図２－３　２号機ＳＦＰ塩化物イオン濃度の評価結果



日付は平成 23 年の月/日を示す

図２－４　３号機ＳＦＰの評価結果

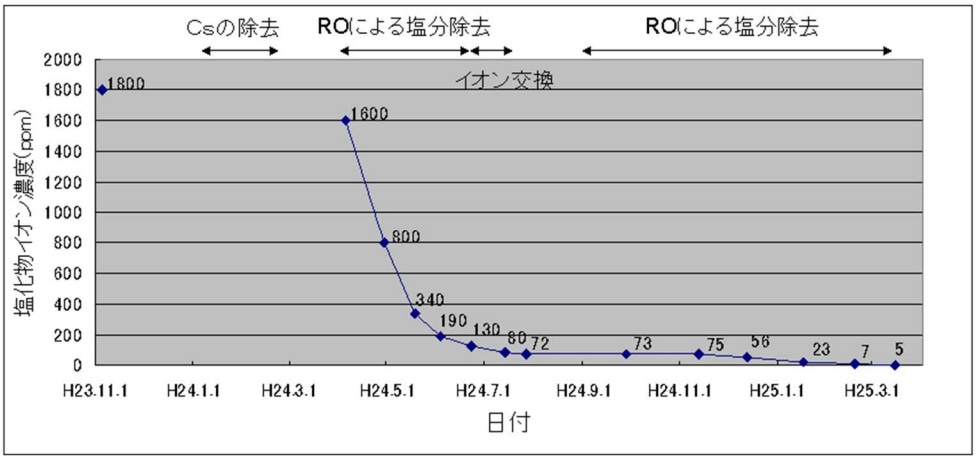
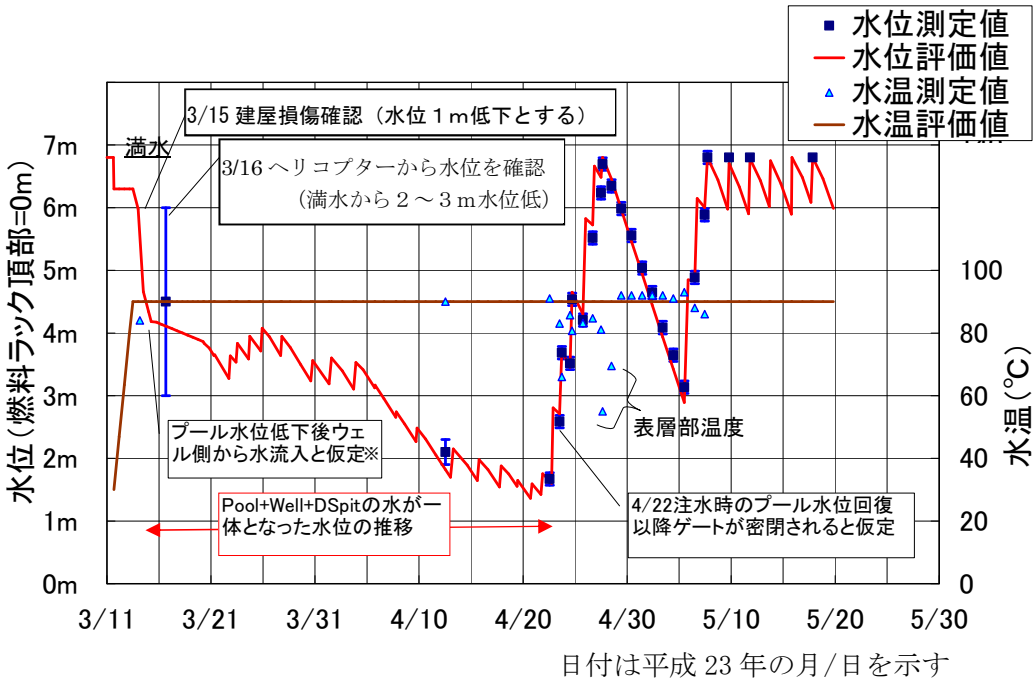


図２－５　３号機ＳＦＰ塩化物イオン濃度の評価結果



※　地震発生時，原子炉ウェル側は満水状態であったため，水位評価値においては，ウェル・ＤＳピット側からプール側への水の流入を考慮している。

図２－６　４号機ＳＦＰの評価結果

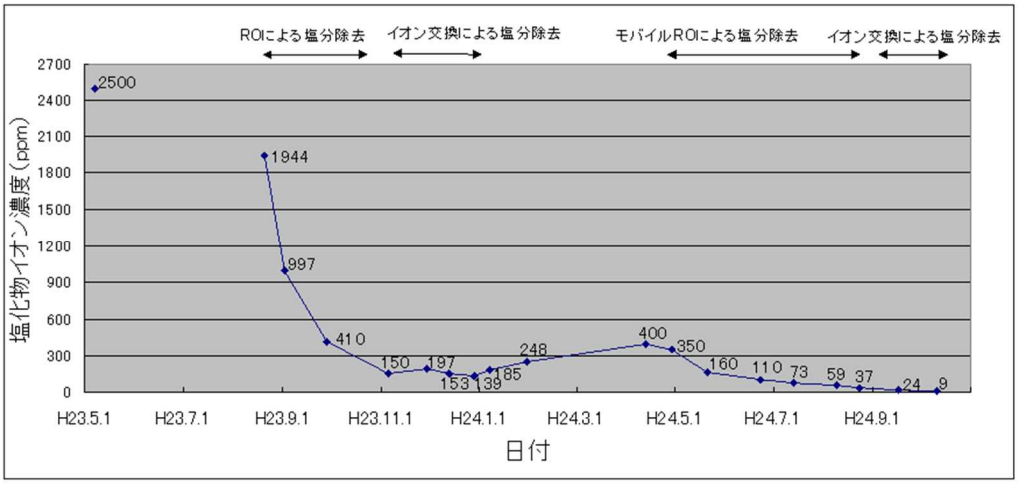


図２－７　４号機ＳＦＰ塩化物イオン濃度の評価結果

3.　燃料取り扱いに必要な機能

福島第一１～４号機ＳＦＰに保管されている燃料集合体は，原子炉に装荷して使用する計画はないが，使用済燃料共用プール（４号機ＳＦＰに貯蔵されている新燃料については，一部６号機ＳＦＰ）へ搬出するための取り扱いに必要な機能を有している必要がある。

3.1.　燃料集合体の吊上げ

燃料取扱機は，燃料集合体のＵＴＰのハンドルを把持する。ＵＴＰは８本の結合燃料棒とナットを介して結合され，結合燃料棒の下端は下部タイプレート（以下，ＬＴＰ）に結合されている。結合燃料棒以外の燃料棒は，ＵＴＰとＬＴＰの間に挟まれているが，結合されてはいない。

結合燃料棒の引張強度は１本あたり 500kg 以上であり，ＵＴＰ，結合燃料棒１本（端栓，燃料被覆管及びナット）及びＬＴＰが健全であれば，燃料集合体（約 300kg）を吊上げることができる。

3.2.　構内用輸送容器の収納条件

２号機，３号機及び４号機ＳＦＰに貯蔵されている震災以前から存在する漏えい燃料等やハンドル部が変形し燃料健全性への影響が疑われる燃料の輸送で用いる構内用輸送容器を除く，構内用輸送容器は，燃料ペレットが燃料被覆管に密封されていることを前提として安全評価を行っている。このため，構内用輸送容器に収納する前に，燃料被覆管健全性を確認する必要がある。

4.　海水注入等による燃料構造材の腐食

燃料を構成する材料であるジルカロイ２，ステンレス鋼は腐食に強い材料であり，腐食する可能性は低い。しかしながら，念のため，ＳＦＰの水質（海水注水，pH，水温）を模擬した腐食試験と４号機ＳＦＰに保管されていた新燃料の外観点検を行った。その結果，燃料健全性に影響を与えるような腐食は確認されなかった。

このため，福島第一１～４号機ＳＦＰに貯蔵されている燃料において燃料健全性に影響する腐食はないと考える。

4.1.　腐食試験

福島第一１～４号機ＳＦＰの水質環境の影響を評価するため，腐食試験を行った。海水注水の影響確認は，最も多くの海水を注水した４号機ＳＦＰの水質環境を試験条件とした。pH は最も多くのコンクリートが混入した３号機ＳＦＰの水質環境を試験条件とした。

4.1.1.　試験条件

腐食試験の試験条件を表４－１に，試験片の形状を表４－２，表４－３，各部材の材質を

表４－４に示す。

4.1.1.1.　海水注水による影響の確認

試験片は燃料の吊り上げに必要な部材である結合燃料棒及び結合燃料棒とＵＴＰまたはＬＴＰとの結合部（ナットと膨張スプリングを含む）とした。

試験時間は４号機の温度履歴を考慮し 3500 時間とした。3500 時間は４号機のＳＦＰに海水注入してから代替冷却系による冷却を開始するまでの期間を包絡している。また，時間に対する腐食程度の傾向を把握するために，2000 時間についても実施した。

水質環境は，４号機の水質環境を模擬して３つのフェーズに分割した。

(1)　フェーズ１：平成 23 年 3 月 22 日～平成 23 年 5 月 7 日までの環境条件

平成 23 年 5 月 7 日には塩化物イオン濃度 2500ppm が測定されている。しかしながら，水位が低かった時にはこれより濃度が高かったと考えられる。よって，保守的に人工海水の約３倍希釈とし，塩化物イオン濃度 6000ppm で 1200 時間浸漬し，その後 2500ppm で浸漬した。水温は冷却前の水温である 90℃とした。

(2)　フェーズ２：平成 23 年 5 月 7 日以降の環境条件

平成 23 年 5 月 7 日には塩化物イオン濃度 2500ppm が測定され，図２－７に示すとおり平成 23 年 8 月 20 日には 1944ppm が測定された。この間，海水注入は行われていないことから，平成 23 年 5 月 7 日以降の環境条件を塩化物イオン濃度 2500ppm，温度 90℃とした。

(3)　フェーズ３：環境改善後の環境条件

図２－７に示すとおり試験条件を検討した時期（平成 24 年 4 月）に塩化物イオン濃度 400ppm が測定されたため，塩化物イオン濃度 400ppm，温度 40℃を環境改善後の環境条件に設定した。

現在は 100ppm 以下で管理されている。

4.1.1.2.　アルカリ化による影響の確認

コンクリートがれきによるアルカリ化の影響を確認するため，コンクリートから溶出するアルカリ金属（Ca 等）として，$Ca(OH)_2$の薬剤で pH11.2 に調整した。

塩化物イオン濃度及び水温は，測定データ及び海水注水による影響評価試験の条件を考慮して 2500ppm，また３号機ＳＦＰの水温 70℃を設定した。試験時間は，海水注水による影響評価試験の条件を考慮して，　2000 時間及び 3500 時間とした。

4.1.1.3.　照射影響の確認

照射材と未照射材との差異を確認するため，比較試験を実施した。照射材は，福島第二原子力発電所１号機で５サイクル照射した後に取り出した９×９燃料Ａ型少数体装荷燃料

（集合体平均燃焼度：53GWd/t）の上部端栓，下部端栓（燃料被覆管を含む）及びＬＴＰとした。

環境条件は，海水注水による影響評価試験の条件を考慮して，温度 90℃，塩化物イオン濃度 2500ppm，中性の環境を選定した。試験時間は 2000 時間とした。

4.1.2.　試験結果

図４－１～図４－５に腐食試験の代表的な結果を示す。

燃料吊り上げ時の荷重負担部位のうち，ジルカロイ製部材（端栓，被覆管）については，有意な腐食は見られなかった。図４－１ではニッケル基合金の膨張スプリングに腐食が見られるが，詳細観察の結果，膨張スプリング近傍の上部端栓，ＵＴＰの減肉は見られない。なお，膨張スプリングは吊り上げ時の荷重負担部位ではないため，吊上げ機能には影響しない。また，ジルカロイ製部材（上部端栓）とステンレス製部材（ナット）との接触部（ねじ山）に有意な腐食は見られなかった。

一方，ステンレス製の荷重負担部材（ＵＴＰ，ＬＴＰ及びナット）については，表面の軽微な腐食を示す着色が観察され，一部の試験片では部材内部に及ぶ孔食が観察された。図４－５にＵＴＰに観察された孔食を示す。孔食は単発的に発生しており，偶発的で発生頻度は限定的なものと考えられるため，腐食の集中により荷重負担部材の強度が低下する可能性は小さく，吊上げ機能には影響しないと考える。また，漏えい流制御板の押さえ板と押さえねじの接触部で腐食が観察されているが，腐食はねじ部近傍に限定されており吊上げ機能には影響しない。

図４－６，図４－７に引張試験の結果について示す。図に示すとおり，浸漬後の試験片でも浸漬してない試験片でも最大荷重に有意な差はなく，強度劣化は確認されなかった。

4.2.　４号機使用済燃料プール内に保管された新燃料の外観点検

平成 24 年 7 月に４号機ＳＦＰから未照射の新燃料を２体取り出し，うち１体について詳細な外観点検を実施した。ＵＴＰ，結合燃料棒（端栓，被覆管及びナット）及びＬＴＰに顕著な腐食は確認されなかった。

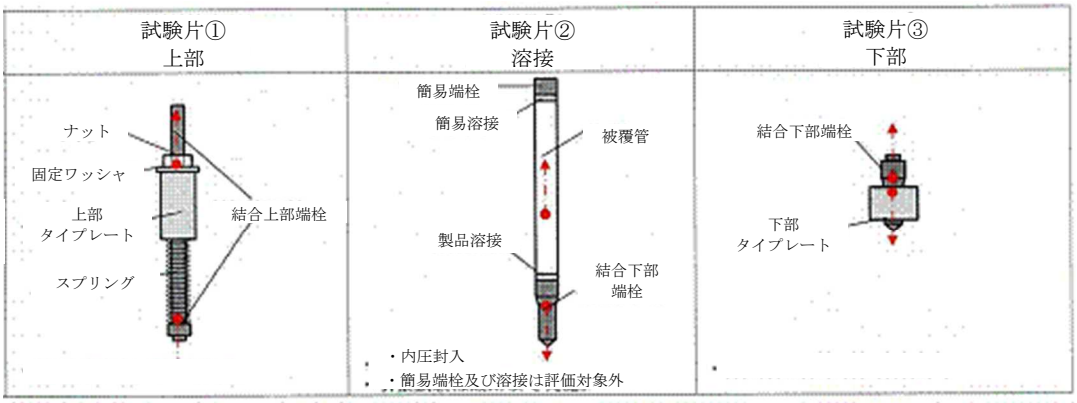
図４－８，図４－９にジルカロイ製部材（上部端栓）とステンレス製部材（ナット）の接触部を示す。ジルカロイ製部材とステンレス製部材の接触部にも腐食は確認されなかった。図４－１０にＬＴＰの観察結果を示す。ＬＴＰの一部分に僅かな錆が見られたが，全体的に有意なキズも腐食もない状況であった。尚，錆は限定的であり，腐食の集中による荷重負担部材の強度が低下する可能性は小さく，吊上げ機能には影響しないと考える。

表４－１　腐食試験の試験条件

想定項目		試験条件，温度，塩化物イオン濃度	燃料タイプ	予備酸化膜	試験片①	試験片②	試験片③	備考
海水注水による影響の確認	フェーズ１	90℃，6000 ppm で 1200h の浸漬後，90℃，2500ppm で浸漬	9×9 燃料(A 型)未照射材	無	○	△	○	
				有	○	△	○	
			9×9 燃料(B 型)未照射材	無	○	－	○	
				有	○	－	○	
	フェーズ２	90℃，2500ppm	9×9 燃料(A 型)未照射材	無	○	－	○	
				有	○	－	○	
			9×9 燃料(B 型)未照射材	無	○	－	○	
	フェーズ３	40℃，400ppm	9×9 燃料(A 型)未照射材	無	○	－	○	
				有	○	－	○	
			9×9 燃料(B 型)未照射材	無	○	－	○	
アルカリ化による影響の確認		70℃，2500ppm	9×9 燃料(A 型)未照射材	無	○	－	○	高 pH
					○	－	○	比較材
照射影響の確認		90℃，2500ppm（照射影響比較試験）	9×9 燃料(A 型)照射材	照射により有	▲	－	▲	
			9×9 燃料(A 型)未照射材	無	▲	－	▲	比較材

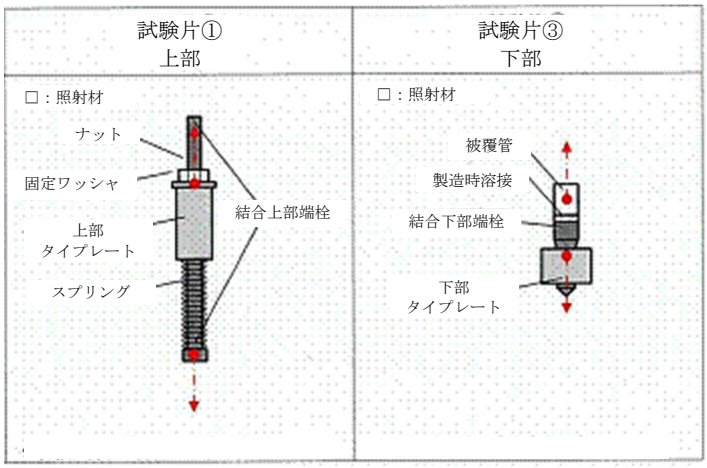
○は試験時間２条件（２０００ｈ，３５００ｈ），△は試験時間１条件（３５００ｈ），▲は試験時間１条件（２０００ｈ）を示す。

表４－２　未照射材用腐食試験片の形状



＊一点鎖線矢印（ ----▶）は，引張試験での荷重作用方向を表わす。

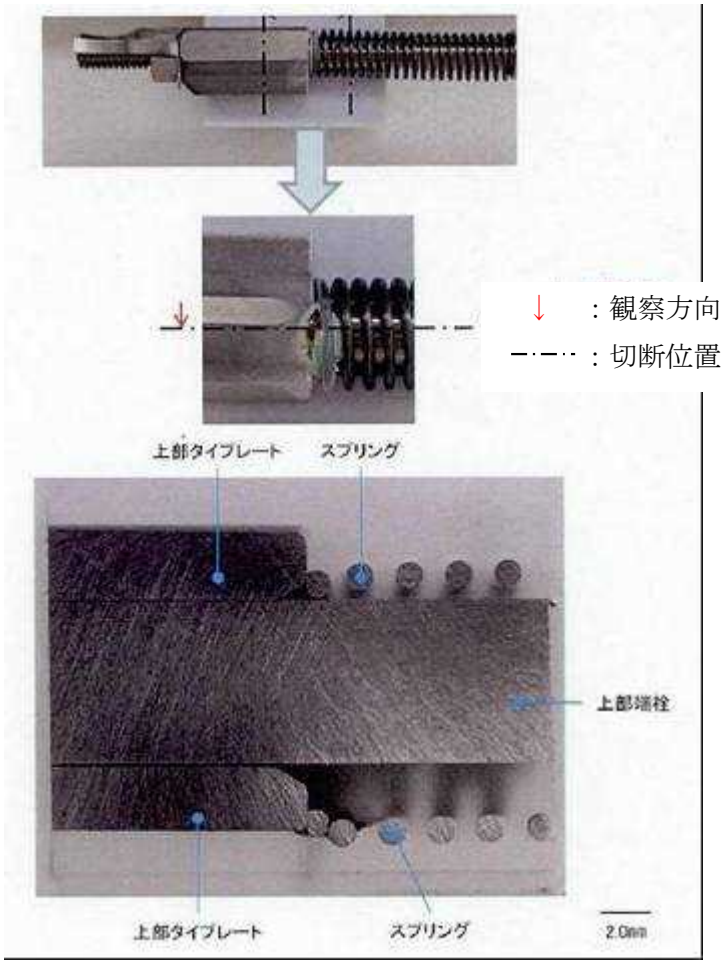
表４－３　照射材用腐食試験片の形状



＊一点鎖線矢印（ ----▶）は，引張試験での荷重作用方向を表わす。

表４－４　各部材の材質

	部材	材質
1	結合燃料棒 （上部端栓，下部端栓）	ジルカロイ２
2	ＵＴＰ	ステンレス鋼
3	ＬＴＰ	ステンレス鋼
4	ナット	ステンレス鋼
5	膨張スプリング	ニッケル基合金
6	固定ワッシャ	ステンレス鋼



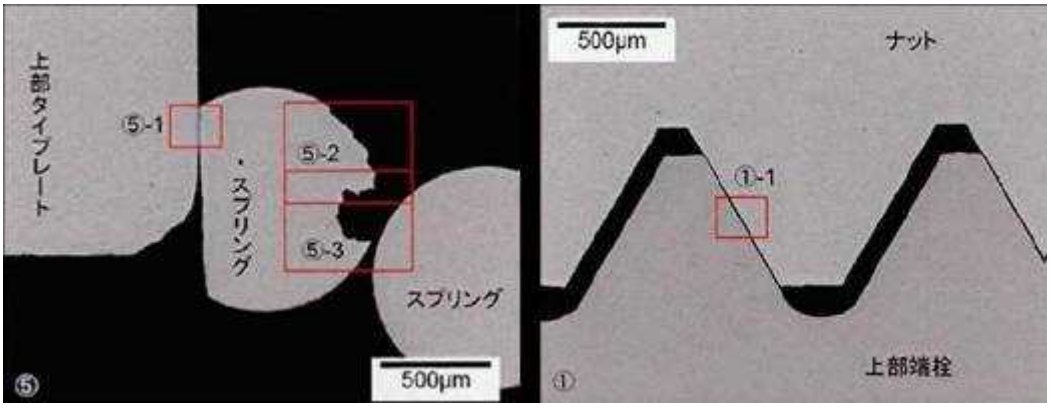


図４－１　腐食試験結果（試験片①，未照射材）：フェーズ１
（90℃ 塩化物イオン濃度：6000ppm(1200 時間)，2500ppm，3500 時間浸漬）
【予備酸化無し】

浸漬試験前



(a) C65U6CZ02一全体写真

3500 時間浸漬試験後



(b) C65U6CZ02一全体写真

図４－２　腐食試験結果（試験片②，未照射材）：フェーズ１
（90℃ 塩化物イオン濃度：6000ppm(1200 時間)，2500ppm，3500 時間浸漬）
【予備酸化無し】

浸漬試験前



(a) C65U7CZ11, C65U8CZ11
－全体写真

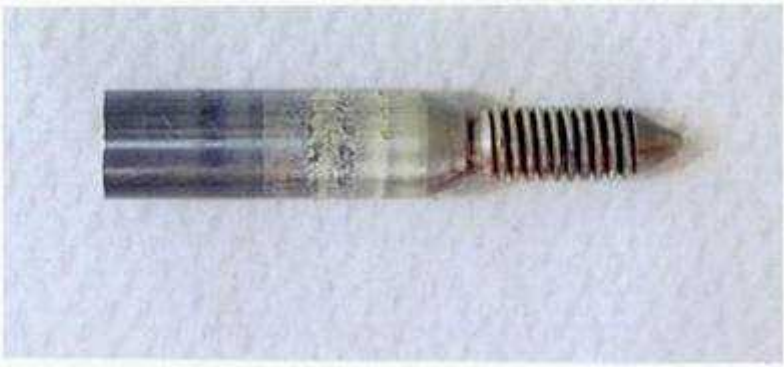
3500 時間浸漬試験後



(c) C65U7CZ11, C65U8CZ11
－全体写真

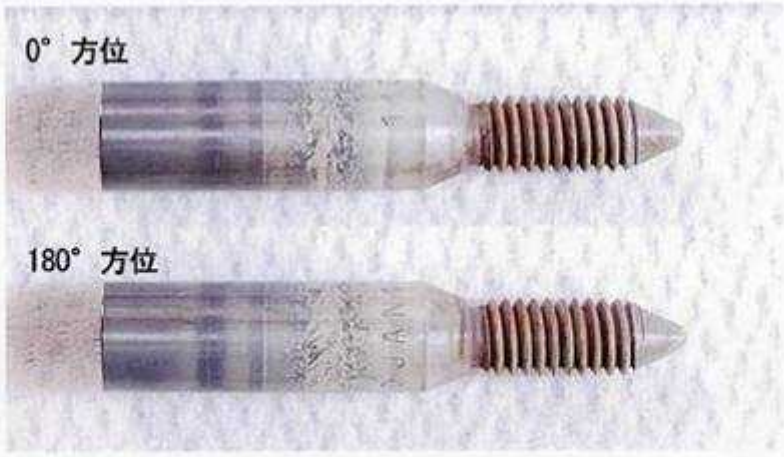
図４－３　腐食試験結果（試験片③，未照射材）：フェーズ１
（90℃ 塩化物イオン濃度：6000ppm(1200 時間)，2500ppm，3500 時間浸漬）
【予備酸化無し】

浸漬試験前



(a) C65C7CZ01－全体写真

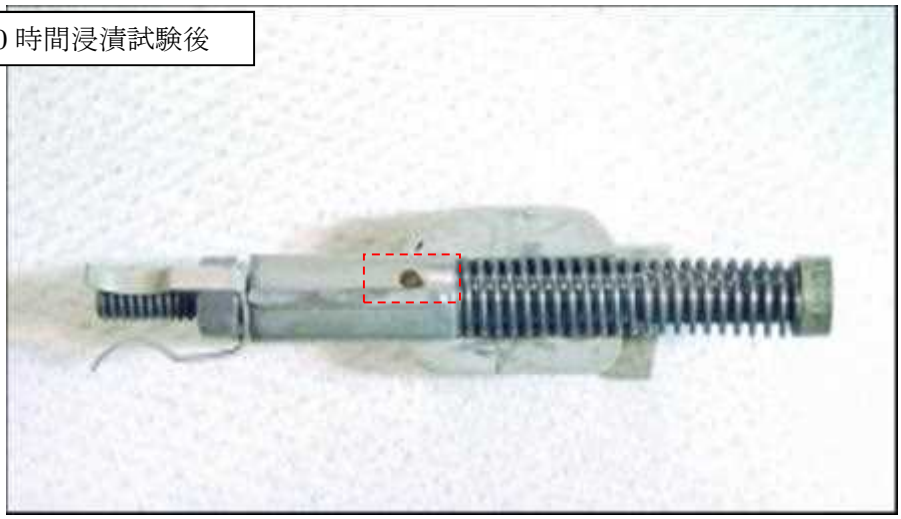
2000 時間浸漬試験後



(b) C65C7CZ01－全体写真

図４－４　腐食試験結果（被覆管付下部端栓）：照射影響の確認
（90℃ 塩化物イオン濃度：2500ppm，2000 時間浸漬）
【照射により予備酸化有り】

2000 時間浸漬試験後



2000 時間浸漬試験後（詳細）

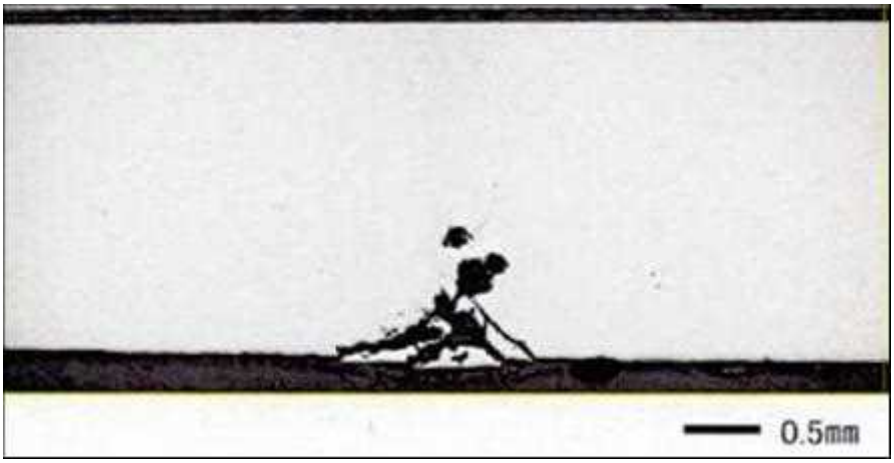


図４－５　腐食試験結果（試験片①，照射材）：照射影響の確認
（90℃ 塩化物イオン濃度：2500ppm，2000 時間浸漬）
（上部端栓は照射材，その他は未照射材）

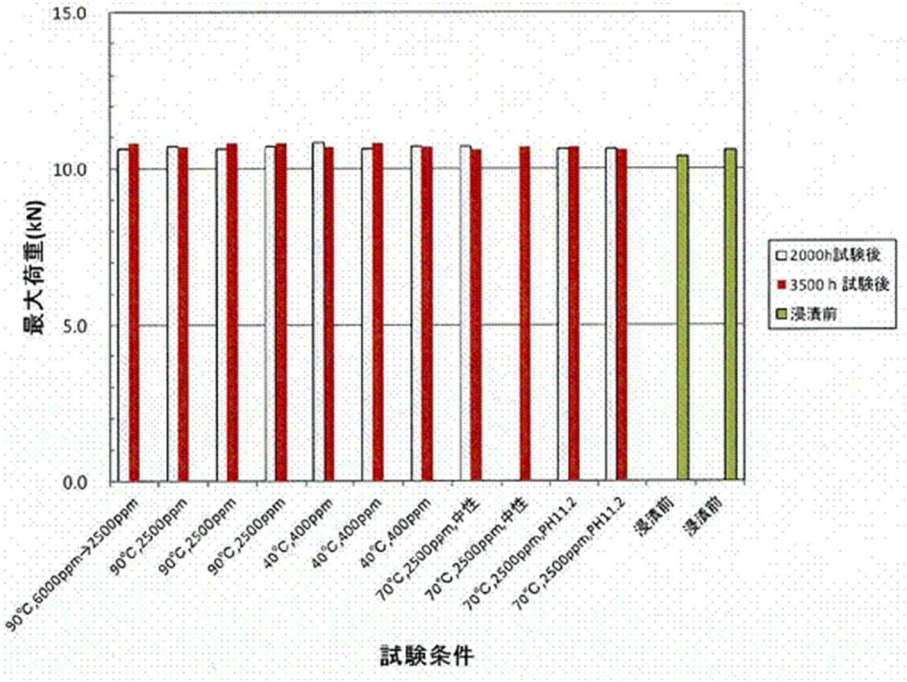


図４－６　浸漬試験後引張試験時の最大荷重比較
（未照射試験片①　予備酸化無し）

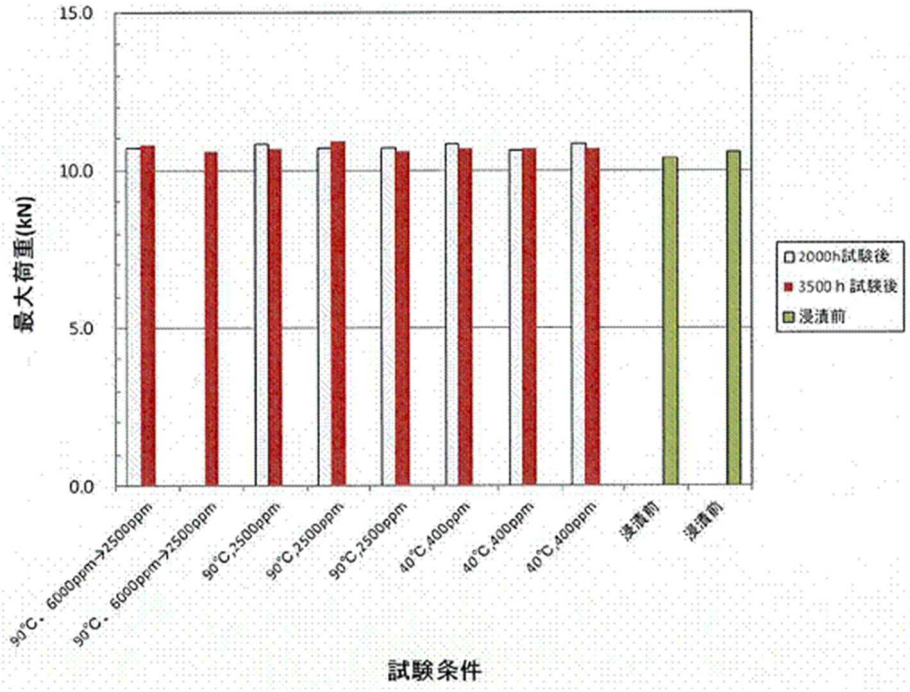


図４－７　浸漬試験後引張試験時の最大荷重比較
（未照射試験片①　予備酸化有り）

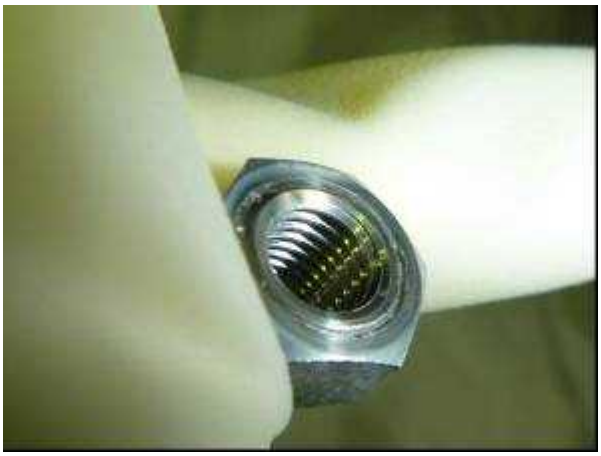


図４－８　４号機新燃料点検結果（ナット）：平成 24 年 8 月



図４－９　４号機新燃料点検結果（結合燃料棒上部端栓）：平成 24 年 8 月



白色部はメーカ機密情報が含まれるため非公開

図４－１０　４号機新燃料点検結果（下部タイプレート）：平成 24 年 8 月

5.　落下がれきによる影響

福島第一１，３，４号機は原子炉建屋爆発に伴うがれきの落下を経験している。これまでに３号機，４号機のＳＦＰ内の調査を実施しており，３号機ＳＦＰではハンドル部の変形が認められる燃料集合体が一部確認されている。

5.1.　がれき落下衝撃試験

5.1.1.　試験概要

３号機ＳＦＰ内には数多くのがれきが確認されており燃料集合体へのがれき衝撃の影響を確認するためにがれき衝突を模擬したがれき落下衝撃試験として９×９燃料（Ａ型）を用いたハンドル部衝撃試験を行った。

5.1.2.　試験条件

がれき落下衝撃試験の試験条件を以下に示す。

試験体型式	：９×９燃料（Ａ型）
衝撃位置	：ハンドル部
落下高さ	：５ｍ
落下体重量	：約１００ｋｇ

5.1.3.　試験結果

衝突後の燃料集合体を図５－１に示す。試験の結果，ハンドルは大きく変形し燃料棒は湾曲したものの，吊り上げ性能，燃料被覆管の密封性は確保されることを確認した。また，各測定データから，落下体がＵＴＰに衝突し，その衝撃荷重が膨張スプリングを介して全ての燃料棒に伝達すること，燃料被覆管が塑性変形するような大きな荷重が付加された場合にはＵＴＰが塑性変形した後に燃料被覆管が塑性変形することを確認した。

したがって，燃料被覆管への影響程度はＵＴＰの変形程度から把握することが出来る。

5.2.　３号機及び４号機におけるがれき落下影響に関する解析評価

４号機ＳＦＰでは落下がれき等が少ない状況が確認されており，観察した燃料集合体ではＵＴＰ ハンドルには著しい変形は観察されておらず，大部分の燃料についてはＵＴＰハンドルを把持した通常の取り扱いが可能であると考えられる。このため，４号機ＳＦＰ内の大部分の燃料は，使用済燃料共用プール（新燃料については，一部６号機ＳＦＰ）へ搬出するにあたって，従来と同等設計の燃料取扱機での取り扱い，既存のＮＦＴ－２２Ｂ型構内輸送容器の使用ができると考えられる。なお，構内用輸送容器で搬出する燃料については燃料被覆管が健全であることが要求される。

３号機ＳＦＰでは大型のがれきを含めて多量のがれきが落下しており，ハンドル部の変形が認められる燃料集合体が一部確認されている。一方，これまで確認できた範囲では，水

中カメラによる映像上ハンドル部が有意に変形している燃料は一部に留まり，大多数は従来通りの取り扱いが可能であると考えられる。なお，「3.2.構内用輸送容器の収納条件」に記載の通り，構内用輸送容器で搬出する燃料については燃料被覆管が健全であることが要求される。

燃料被覆管が塑性変形していなければ，燃料被覆管健全性は維持されると考えられることから，ＵＴＰの変形程度を観察することにより，燃料健全性を判別する方法について以下のとおり検討した。なお，ハンドル部が有意に変形している燃料等，本評価手法により設定される判定基準を超過する燃料は，燃料被覆管の破損を考慮した容器に収納する。

また，３号機ＳＦＰに存在する燃料タイプと，４号機ＳＦＰに存在する燃料タイプの一覧を表５－１に示す。９×９燃料が４号機はＢ型であることに対し，３号機はＡ型であることが４号機と３号機の差異である。

5.2.1.　燃料健全性の評価方針

がれきの衝突によりＵＴＰが下降すると，燃料被覆管は圧縮荷重によりたわむと考えられるが，燃料集合体には複数の燃料被覆管が配置されているため，照射伸長している燃料被覆管が先行してたわんだとしても，残りの複数の燃料被覆管で圧縮荷重を支えることができる。一方，5.1.3 に示す試験結果からも明らかなように，燃料被覆管よりも先にＵＴＰにおいて塑性変形が発生する。したがって，燃料被覆管に発生する応力が降伏応力に達し塑性変形する場合，ＵＴＰに発生する塑性変形量を評価し，そのＵＴＰに残留する塑性変形量を測定することにより燃料被覆管の塑性変形の有無を評価できる。

なお，燃料被覆管が塑性変形したとしても直ちに燃料健全性に影響を与えることはないが，本燃料健全性評価においては，塑性変形に至らない降伏応力（0.2%耐力）以下であることを評価基準とした。

図５－２にＵＴＰに残留する塑性変形量の解析フロー，図５－３に解析モデルの概要，図５－４にＵＴＰの概要図を示す。解析モデルは，ＵＴＰ，燃料被覆管（ばね要素）及びがれき（剛体）で構成される。がれき（剛体）に下向き荷重を負荷すると，ＵＴＰ及び燃料被覆管（ばね要素）は上下から圧縮荷重を受ける。燃料被覆管（ばね要素）が降伏応力に達する直前のＵＴＰ下降量を算出するとともにＵＴＰに残留する塑性変形量を定量評価する。

本解析は汎用有限要素強度解析コードＡＮＳＹＳを用いる。ＡＮＳＹＳコードでの解析の妥当性を評価するためにＵＴＰの単体試験を実施し，図５－７のとおり試験データと解析との比較を行い，解析結果が試験データを再現できることを確認した。また，本解析において用いた照射材の物性値を表５－２，図５－５，図５－６に示す。

5.2.1.1.　ＵＴＰ塑性変形量の評価位置

図５－８及び図５－９に典型的なＵＴＰ塑性変形の外観図を示す。以下にそれぞれの塑性変形の考え方について示す。

(1)　チャンネルボックス上端に対するハンドル上端の沈み込み量

がれきがハンドルに衝突すると，ハンドルが幅を広げながら沈み込むとともに，ハンドルポスト直下部分のネットワークが沈み込むように変形する。

チャンネルボックス（以下，ＣＢ）は，ネットワーク上のハンドルポストと異なるコーナー部に固定されている。このため，ＣＢ上端に対するハンドル上端の沈み込み量を検出することで，ハンドル変形とネットワーク変形を評価することが出来る。

(2)　ハンドル幅拡大量

がれきがハンドルに衝突すると，ハンドル幅が広がるようにハンドルが変形する。このため，ハンドル幅を検出することで，ハンドル変形を評価することが出来る。

(3)　ＣＢ上端に対するコーナーポスト上端の沈み込み量（９×９燃料（Ｂ型）のみ）

９×９燃料（Ｂ型）はハンドルポスト付近に機械加工されたコーナーポストがあり，ハンドル上端と比較して誤差の少ない測定が可能である。このため，ＣＢ上端に対するコーナーポスト沈み込み量を検出することで，ネットワーク変形を評価することが出来る。

5.2.1.2.　燃料被覆管を模擬したばね要素のばね定数と圧縮荷重

(1)　解析方法

ＵＴＰ下面は水平に下降し一番長い燃料被覆管に最初に圧縮荷重が作用する。ＵＴＰ下降初期には，長い燃料被覆管から短い燃料被覆管へ順番に圧縮荷重が作用する。燃料被覆管は長いため圧縮荷重によりたわむ。

燃料被覆管を模擬したばね要素のばね定数と圧縮荷重の定量評価を以下のとおり実施した。

①　ＵＴＰ下降開始時

燃料被覆管の等価ばね定数（Ｋ）を算出し，燃料被覆管上端の軸方向変位（Ｘ）を用いて，個々の燃料被覆管が負担できる圧縮荷重（Ｆ）をＦ=Ｋ・Ｘ により算出する。

②　たわみ発生直前

たわみ発生直前に燃料被覆管が負担できる圧縮荷重（Pcr）をオイラーの式 $Pcr=n\cdot\pi^2\cdot E\cdot I/(Lsp8)^2$ より，またその時の燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr）を $Xcr=Pcr/K$ により算出する。

③　たわみ発生以降

たわみ発生以降は，個々の燃料被覆管が負担できる圧縮荷重（Ｆ）は弾性たわみの範囲において②で算出したPcr が維持される。

$$K=\frac{E・A}{L}$$

$$Pcr=\frac{n・\pi^2・E・I}{(Lsp8)^2}$$

$$Xcr=\frac{Pcr}{K}$$

$$\sigma_{cr}=\frac{Pcr}{A}$$

ここで

K　　：燃料被覆管等価ばね定数[N/mm]

E　　：ジルカロイのヤング率[N/mm^2]　（91300[N/mm^2] @100℃）

A　　：燃料被覆管断面積[mm^2]

L　　：燃料被覆管全長[mm]

Pcr　　：たわみ発生直前に燃料被覆管が負担できる圧縮荷重[N]

n　　：固定定数（端末条件とたわみ形に応じて 1～4 の値となり，本定量評価では１次モードとして扱い保守的に n=1 とする。）

I　　：断面二次モーメント[mm^4]

Lsp8　　：UTP/最上部スペーサ間長さ[mm]（膨張スプリング縮み代を考慮）

Xcr　　：たわみ発生直前の燃料被覆管上端の軸方向変位[mm]

σ_{cr}　　：たわみ発生直前の発生応力[N/mm^2]

(2)　解析結果

表５－３と表５－４に８×８燃料，新型８×８ジルコニウムライナ燃料，高燃焼度８×８燃料，９×９燃料（Ｂ型）及び９×９燃料（Ａ型）の燃料被覆管について評価した結果を示す。

5.2.1.3.　燃料被覆管に発生する応力

(1)　解析方法

5.2.1.2で示した燃料被覆管を模擬したばね要素のばね定数と圧縮荷重の定量評価に沿って，最大発生応力の定量評価を実施した。

①　ＵＴＰ下降開始時

5.2.1.2①で算出した圧縮荷重（Ｆ）に基づいて，燃料被覆管の発生応力（σｃ）をσｃ=Ｆ/Ａにより算出する。

②　たわみ発生直前

5.2.1.2②で算出したたわみ発生直前に燃料被覆管が負担できる圧縮荷重（Pcr）に基づいて，燃料被覆管の発生応力（σcr）をσcr=Pcr/Ａにより算出する。

③　たわみ発生以降

図５－１０にたわみの幾何学的評価の模式図を示す。円弧状にたわむことを仮定して，燃料被覆管上端の軸方向変位（Xa）に対するたわみ量（B）を幾何学的に定量評価する。

$B=R\cdot\{1-\cos(\theta/2)\}$

$Xa=2\cdot R\cdot\{\pi\cdot(\theta/360^\circ)-\sin(\theta/2)\}$

$円弧長さ=Lsp8=2\cdot\pi\cdot R\cdot(\theta/360^\circ)$

ここで

B	：たわみ量[mm]
Xa	：たわみによる燃料被覆管上端の軸方向変位[mm]
R	：たわみ半径[mm]
θ	：円弧角度[°]

図５－１１にたわみの材料力学的評価の模式図を示す。最大発生応力（σ_a）は，圧縮応力であり，スパン中央高さのたわみ内側位置に生じる。

$M=Pcr\cdot B$

$$\sigma_b=\frac{M}{Z}$$

$\sigma_a=\sigma_b+\sigma_{cr}$

ここで

σ_b	：たわみによる曲げ応力[N/mm^2]
M	：曲げモーメント[N・mm]
Z	：断面係数[mm^3]
σ_a	：たわみ発生以降の最大発生応力（曲げ＋圧縮）[N/mm^2]

(2)　解析結果

図５－１２に燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr+Xa）に対する燃料被覆管発生応力（σ_a）（高燃焼度８×８燃料）を示す。燃料被覆管の発生応力が照射材の降伏応力710[N/mm^2]に達する燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr+Xa）は，7.7[mm]となった。

図５－１３に燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr+Xa）に対する燃料被覆管発生応力（σ_a）（９×９燃料（Ｂ型））を示す。燃料被覆管の発生応力が照射材の降伏応力710[N/mm^2]に達する燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr+Xa）は，9.4[mm]となった。

図５－１４に燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr+Xa）に対する燃料被覆管発生応力（σ_a）（９×９燃料（Ａ型））を示す。燃料被覆管の発生応力が照射材の降伏応力710[N/mm^2]に達する燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr+Xa）は，9.4[mm]となった。

5.2.2.　評価結果

図５－３に示した解析モデルに従い，5.2.1.2 で評価した燃料被覆管のばね特性（たわみ発生まではばね定数に基づき算出，たわみ発生以降は一定荷重負担）を基に燃料被覆管に発生する応力を評価した。

5.2.1.3 で燃料被覆管上端の軸方向変位が 7.7㎜（高燃焼度８×８燃料），9.4㎜（９×９燃料（Ｂ型）），9.4㎜（９×９燃料（Ａ型））となった時に燃料被覆管の発生応力が照射材の降伏応力 710[N/㎟]に達すると評価された。すなわち，燃料被覆管上端の軸方向変位が上記変位に至らなければ，燃料被覆管は塑性変形に至らないことが確認された。一方，図５－１５，図５－１６に示すとおり燃料棒は照射により 3㎜[1] [2]程度の照射伸び差があるため，燃料集合体においては，ＵＴＰがそれぞれ 4.7㎜（高燃焼度８×８燃料），6.4㎜（９×９燃料（Ｂ型）），6.4㎜（９×９燃料（Ａ型））下降した場合に，燃料集合体中の燃料棒に塑性変形が生じるものと想定する。

上記のＵＴＰ下降量が発生する荷重が付加された場合に，ＵＴＰの各部位に残留する塑性変形量を評価した。また，ＵＴＰハンドルへのがれきの衝突位置として，①ハンドル上面全体に剛体接触，②ハンドル上面右半分に剛体接触，③ハンドル上面中央 45㎜に剛体接触の３ケースを解析対象とした。解析の一例として，図５－１７に高燃焼度８×８燃料について「②ハンドル上面右半分に剛体接触」の評価結果を示す。

燃料被覆管の健全性判定に用いるＵＴＰの塑性変形量（ＣＢ上端に対するハンドル上端の沈み込み量，ハンドル幅拡大量，ＣＢ上端に対するコーナーポスト上端の沈み込み量）を評価した結果を表５－５に示す。９×９燃料（Ａ型）については，高燃焼度８×８燃料及び９×９燃料（Ｂ型）の結果を踏まえ，②ハンドル上面右半分に剛体接触のケースを解析対象とした。結果を表５－６及び図５－１８に示す。燃料健全性検査は，塑性変形量が最も小さい「②ハンドル上面右半分に剛体接触」を基に検査方法を策定する。

5.2.3.　まとめ

膨張スプリングが縮みきった後に燃料被覆管に圧縮荷重が作用する場合について，燃料体上部変形を観察して燃料被覆管を健全と判別する方法を検討した。

燃料被覆管が降伏応力を超える前にＵＴＰに検知可能な塑性変形が生じることから，燃料被覆管の健全性を判別するためのＵＴＰ変形量を評価した。

5.3.　３号機におけるハンドル変形燃料の吊り上げに関する評価

３号機ＳＦＰではハンドル部の変形が認められる燃料（以下，ハンドル変形燃料）が確認されている。また，ハンドル変形燃料のうち１体は，ＣＢ及びチャンネルファスナ（以下，ＣＦ）の有意な変形が見られる（以下，ＣＢ変形燃料）。

燃料取扱機によるハンドル変形燃料の取り扱い可否を確認するため，燃料吊り上げ時の荷重負担部材である結合燃料棒及びハンドルの健全性が保たれる吊り上げ条件を，ハンド

ル変形燃料を模擬した解析や試験より評価する。

ハンドルの外観確認を行い，燃料取扱機によるハンドル把持ができる燃料は，評価より確認された吊り上げ条件で取り扱いを行う。また，通常の燃料取扱機の掴み具によるハンドル把持ができない燃料は，大変形用掴み具にて把持する。なお，ハンドル把持ができない燃料が見つかった場合は別途評価を行い，今後本実施計画に記載した上で取り扱うこととする。

5.3.1.　がれき衝突時の結合燃料棒の健全性

(1)　解析方法

燃料ハンドル部へのがれき衝突を模擬した解析をＬＳ－ＤＹＮＡコードを用いて行い，ハンドル変形燃料の吊り上げに寄与する燃料棒への影響を確認する。

３号機のハンドル変形燃料は，ＣＦ側又は反ＣＦ側にハンドルが変形しており，がれきが斜めに衝突したと考えられる。そのため，斜め衝突のケース（斜め 45°）で衝突解析を主として行い，保守的にハンドルが 90°近くまで変形するよう重量・速度条件を調整したうえで，燃料棒の塑性歪分布の傾向を確認する。解析条件を表５－７に示す。

評価燃料は９×９燃料（Ａ型）及び新型８×８ジルコニウムライナ燃料の２種類とし，８×８燃料及び高燃焼度８×８燃料は燃料棒，ＵＴＰの幾何形状の違いから保守的に新型８×８ジルコニウムライナ燃料で代表することとした。なお，本燃料健全性評価においては，塑性歪 2.8%※1未満であることを評価基準とした。

本解析に用いた未照射材及び照射材の物性値を表５－２に示す。なお，結合燃料棒の上部端栓部の中性子照射量は他の部位に比べて少ないことから，保守的に未照射材の物性値を使用した。

(2)　解析結果

がれき衝突解析の結果を図５－１９に示す。いずれの条件においても燃料棒の上部端栓部にのみ塑性歪が発生し，被覆管部，下部端栓部に塑性歪は見られなかった。

ＣＦ側と反ＣＦ側の結合燃料棒（上部端栓部）４本の塑性歪はいずれも 2.8%※1未満であることから，実力的には吊り上げ時に荷重を負担できるものと考える。この場合，中性子照射による結合燃料棒の伸びのバラツキを考慮したとしても，少なくとも３点以上でバランスを保ち吊り上げるため，結合燃料棒全体では １ｔは問題なく吊り上げられる※2ものと考える。

また，5.1 のがれき落下衝撃試験で上部端栓近傍に発生した塑性歪の測定結果を図５－２０に示す。測定の結果，ハンドルポスト直下近傍の結合燃料棒４本に発生した塑性歪と比較して，残りのＣＦ側，反ＣＦ側の結合燃料棒に発生した塑性歪は小さい値となり，がれき衝突解析と同様な傾向であった。

※１　これまでに実施された燃料被覆管（未照射材，照射材）の軸方向の引張試験に係る知見のうち破断に至った塑性歪の最小値。そのため，この値に達した場合でも必ずしも破断するわけではない。

※２　浸漬試験後引張試験の結果（図４－６，図４－７）より結合燃料棒の垂直方向の引張強度は未照射材，照射材ともに１本あたり１ｔ以上。

5.3.2.　吊り上げ時のハンドルの健全性

(1)　試験概要

燃料吊り上げ時の荷重負担箇所として，変形したハンドルについても同様に，実機相当の吊り上げ荷重負荷時の健全性を確認する必要がある。このため，３号機ＳＦＰ内に保管されている燃料と同タイプのハンドルに，がれき衝突を模擬した変形を付与したうえで引張試験を行い，有意なき裂が発生しないことを確認した。

また，ハンドルに２本あるハンドルポストの片側を模擬した引張試験を行い，有意なき裂が発生しないことを確認した。

(2)　試験条件

引張試験の試験体として，９×９燃料（Ａ型）のＵＴＰを用意した。引張試験に先立って，図５－２１に示す変形付与装置を用いて初期変形（動的荷重，静的荷重）を付与した。引張荷重は，ハンドル変形の無い燃料と同様な吊り上げ荷重として１ｔで吊り上げることを想定し，試験では燃料取扱機荷重計誤差等を考慮して 13ｋＮ とした。また，荷重上限の 2 倍（引張試験装置の上限）として燃料取扱機荷重計誤差等を考慮して 26ｋＮ の試験を実施した。なお，引張回数は，実機で想定されるハンドル変形燃料の吊り上げ回数を考慮して 10 回とした。ハンドルの引張試験装置を図５－２２に示す。

ハンドルポスト模擬試験体については，13kN 及び 26kN 試験に加えて，試験片が破断するまで荷重を付与した。

(3)　試験結果

試験の一例として，図５－２３に９×９燃料（Ａ型）のハンドルの引張試験前後の外観写真，また，図５－２４に浸透探傷試験結果を示す。これらの結果から，引張試験前後で有意なき裂が発生していないことを確認した。また，図５－２５に引張試験中の引張荷重－引張変位図を示す。本図から，引張荷重を繰り返し負荷した場合であっても，引張変位の異常な増加は無いことから，引張試験中に有意なき裂の発生及びその進展は無かったものと考える。

ハンドルポスト模擬についても，引張荷重を繰り返し負荷した場合であっても，引張変位の異常な増加は無いことから，引張試験中に有意なき裂の発生及びその進展は無かったものと考える。また，破断試験結果を表５－８に示す。破断に至るまでの最大荷重は約８．５

ｔ～９．３ｔの範囲となり，実機で想定している吊り上げ荷重（１ｔ）に対して十分な余裕があることを確認した。

5.3.3.　ＣＢ変形燃料について

ＣＢ変形燃料はハンドルだけでなく，ＣＦ及びＣＦポストがハンドル側に傾倒するように変形しており，ＣＦポスト近傍の標準燃料棒，結合燃料棒は，上部タイプレートを介して曲げ応力が発生している可能性がある。そのため，ＣＢ変形燃料について水中カメラによる確認によりがれき衝突に伴う影響を確認した。

ＣＦポスト近傍の結合燃料棒の上部端栓部は破損している可能性があるため，水中カメラ映像によりＣＢ変形燃料の結合燃料棒の状態を確認した。ＣＢ変形燃料の結合燃料棒の状態を図５－２６に示す。

ＣＢ変形燃料は，水中カメラ映像から少なくとも４本の結合燃料棒は有意な変形のない状況であり，吊り上げ時に荷重を負担できるものと考える。

この場合，中性子照射による結合燃料棒の伸びのバラツキを考慮したとしても少なくとも３点以上でバランスを保ち吊り上げるため，結合燃料棒全体では１ｔは問題なく吊り上げられるものと考える。

なお，水中カメラ映像に基づき，ＣＦの変形状態を踏まえた解析モデルを作成しＣＦポスト近傍の燃料棒に発生する塑性歪の有無をＡＮＳＹＳコードを用いて評価した。また，解析条件を表５－９に示す。

解析の結果，ＣＦポスト近傍の標準燃料棒，結合燃料棒は，いずれも上部端栓部において細径部で歪が大きくなり，曲げ角度 30°では塑性歪 2.8%を超過した。一方，被覆管部において歪は発生しなかった。したがって，いずれも上部端栓部は破損している可能性はあるものの，被覆管部に破損はないため，燃料棒からのＦＰガスのリークやペレット脱落リスクは無いと考える。

5.3.4.　評価結果

ハンドル変形燃料については，がれき衝突解析結果から，少なくとも４本の結合燃料棒が吊り上げに寄与できる。また，ＣＢ変形燃料については，ＣＦポスト近傍の結合燃料棒の上部端栓部は破損している可能性はあるが，水中カメラ映像による確認結果から少なくとも４本の結合燃料棒が吊り上げに寄与できる。したがって，少なくとも３点以上で吊り上げるため，結合燃料棒全体では１ｔは問題なく吊り上げられるものと考える。

ハンドル部については，引張試験結果から吊り上げ荷重の２倍（２ｔ）であっても機械的な強度に有意な影響が無い。

以上より，ハンドル変形燃料及びＣＢ変形燃料はハンドル変形の無い燃料と同様の吊り上げ荷重１ｔで吊り上げ可能と評価する。

表５－１　３号機ＳＦＰと４号機ＳＦＰの貯蔵燃料の差異

	７×７燃料	８×８燃料	新型８×８ジルコニウムライナ燃料	高燃焼度８×８燃料	９×９燃料（Ｂ型）	９×９燃料（Ａ型）
３号機	―	○	○	○	―	○
４号機	○※1	○	○	○	○	―

※1　４号機ＳＦＰの７×７燃料は過去の取り扱い中に変形を生じた燃料であるため，解析評価の対象外

表５－２　ジルコニウム合金の物性値[3][4]

項目	単位	物性値			
未照射／照射	－	未照射材	照射材		
照射量	n/m^2	0	2×10^{25} － 14×10^{25}		
温度	℃	室温	室温	100	300
0.2%耐力	N/mm^2	380	760	710*1	600
引張り強さ	N/mm^2	546	860	800*1	650

*1：20℃及び300℃のデータからの内挿値

表５－３　燃料被覆管の等価ばね定数

項目	単位	記号	式	８×８燃料	新型８×８ジルコニウムライナ燃料	高燃焼度８×８燃料	９×９燃料（Ｂ型）	９×９燃料（Ａ型）
ヤング率	N/mm2	E		91300	91300	91300	91300	91300
酸化減肉*1（EOL）	mm	oxd		0.01	0.01	0.01	0.01	0.01
等価ばね定数	N/mm	K	E*A/L	698	686	687	500	516

*1：酸化膜厚さ約15μm[3]の酸化減肉に相当

表５－４　たわみ発生直前に燃料被覆管が負担できる圧縮荷重

項目	単位	記号	式	８×８燃料	新型８×８ジルコニウムライナ燃料	高燃焼度８×８燃料	９×９燃料（Ｂ型）	９×９燃料（Ａ型）
圧縮荷重	kN	Pcr	$\pi^2\cdot E\cdot I/(Lsp8)^2$	1.7	1.7	1.7	0.9	1.0
UTP 下降量	mm	Xcr	Pcr/K	2.5	2.5	2.4	1.9	1.9
発生応力	N/mm^2	σcr	Pcr/A	55	55	55	42	42

表５－５　ＵＴＰに残留する塑性変形量

［単位：mm］

がれき衝突位置	塑性変形評価位置	９×９燃料（Ｂ型）	高燃焼度８×８燃料	新型８×８*1 ｼﾞﾙｺﾆｳﾑﾗｲﾅ燃料
①ハンドル上面全体に剛体接触	ＣＢ上端に対するハンドル上端の沈み込み量	4.5	7.1	8.4
	ハンドル幅拡大量（両側）	2.1	4.8	8.1
	ＣＢ上端に対するコーナーポスト上端の沈み込み量	4.5		
②ハンドル上面右半分に剛体接触	ＣＢ上端に対するハンドル上端の沈み込み量	3.5	5.5	
	ハンドル幅拡大量（両側）	1.8	4.2	
	ＣＢ上端に対するコーナーポスト上端の沈み込み量	3.8		
③ハンドル上面中央 45mm に剛体接触	ＣＢ上端に対するハンドル上端の沈み込み量	8.4	10.1	
	ハンドル幅拡大量（両側）	5.4	8.5	
	ＣＢ上端に対するコーナーポスト上端の沈み込み量	4.7		

*1：新型８×８ジルコニウムライナ燃料以前の燃料は，高燃焼度８×８燃料と比較してハンドルバーが薄くハンドルポストがコーナーポストと連結していないため塑性変形量が大きい。このため，①を除く一連の解析は高燃焼度８×８燃料の結果を代表としている。

表５－６　ＵＴＰに残留する塑性変形量（９×９燃料（Ａ型））

［単位：mm］

がれき衝突位置	塑性変形評価位置	９×９燃料（Ａ型）
②ハンドル上面右半分に剛体接触	ＣＢ上端に対するハンドル上端の沈み込み量	5.5
	ハンドル幅拡大量（両側）	4.0

表５－７　がれき衝突時の結合燃料棒の健全性評価における解析条件

	がれき重量(t)	がれき衝突速度(m/s)	がれき衝突角度	燃料型式
条件①	1	21	斜め 45°	９×９燃料（A型）
条件②	1	21	垂直	９×９燃料（A型）
条件③	4.5	12	垂直	９×９燃料（A型）
条件④	1	21	垂直	新型８×８ジルコニウムライナ燃料

表５－８　ハンドルポスト引張試験結果(破断試験)

初期変形時の荷重付与方法	燃料型式	破断に至るまでの最大荷重
動的荷重	高燃焼度８×８燃料，９×９燃料（A型）	91.5 kN (9.33t)
	新型８×８ジルコニウムライナ燃料	89.7 kN (9.15t)
静的荷重	高燃焼度８×８燃料，９×９燃料（A型）	91.1 kN (9.29t)
	新型８×８ジルコニウムライナ燃料	83.4 kN (8.50t)

表５－９　ＣＢ変形燃料における解析条件

項目	条件	備考
評価温度	70℃	プール水の設計温度の包絡条件として設定
ＣＦ部の傾き	30°	ＣＢ変形燃料の水中カメラ映像では，ＣＦ部の傾き角は 27 度となることから，包絡条件として設定
物性値	未照射材	照射により耐力及び引張強さが高くなる傾向があることから，保守側の試験結果が得られる

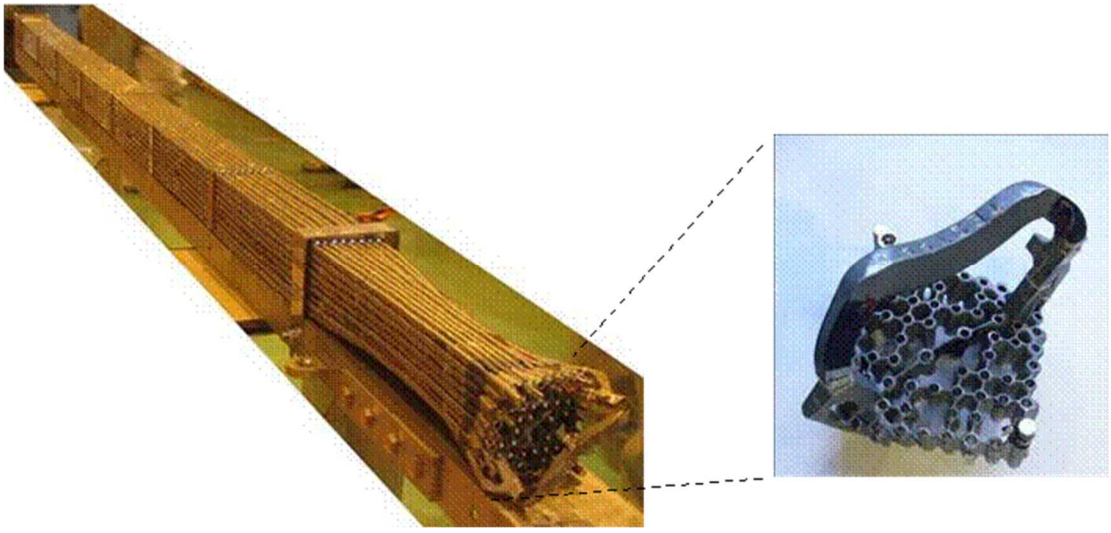


図５－１　がれき落下衝撃試験の結果

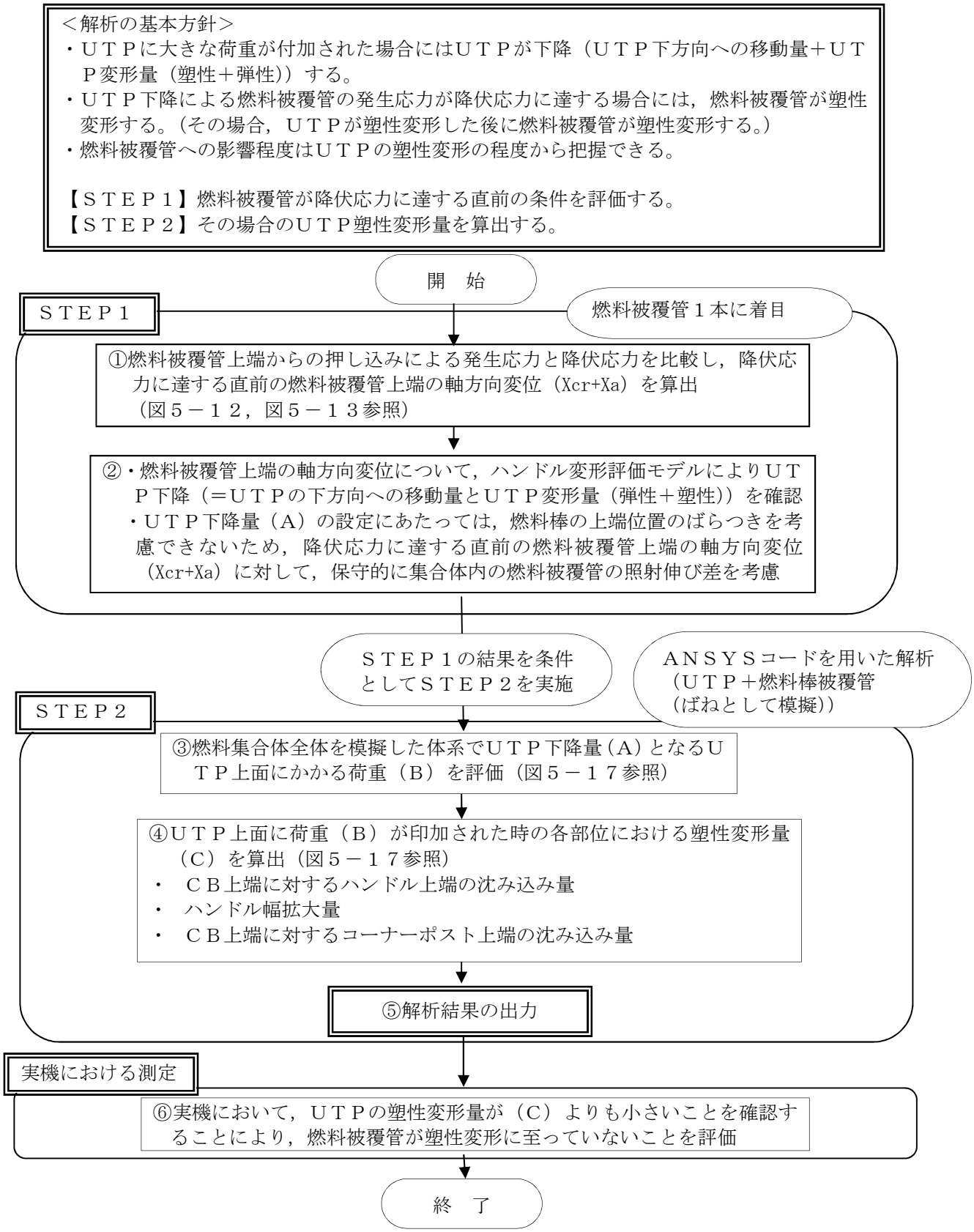


図５－２　ＵＴＰに残留する塑性変形量の解析フロー図

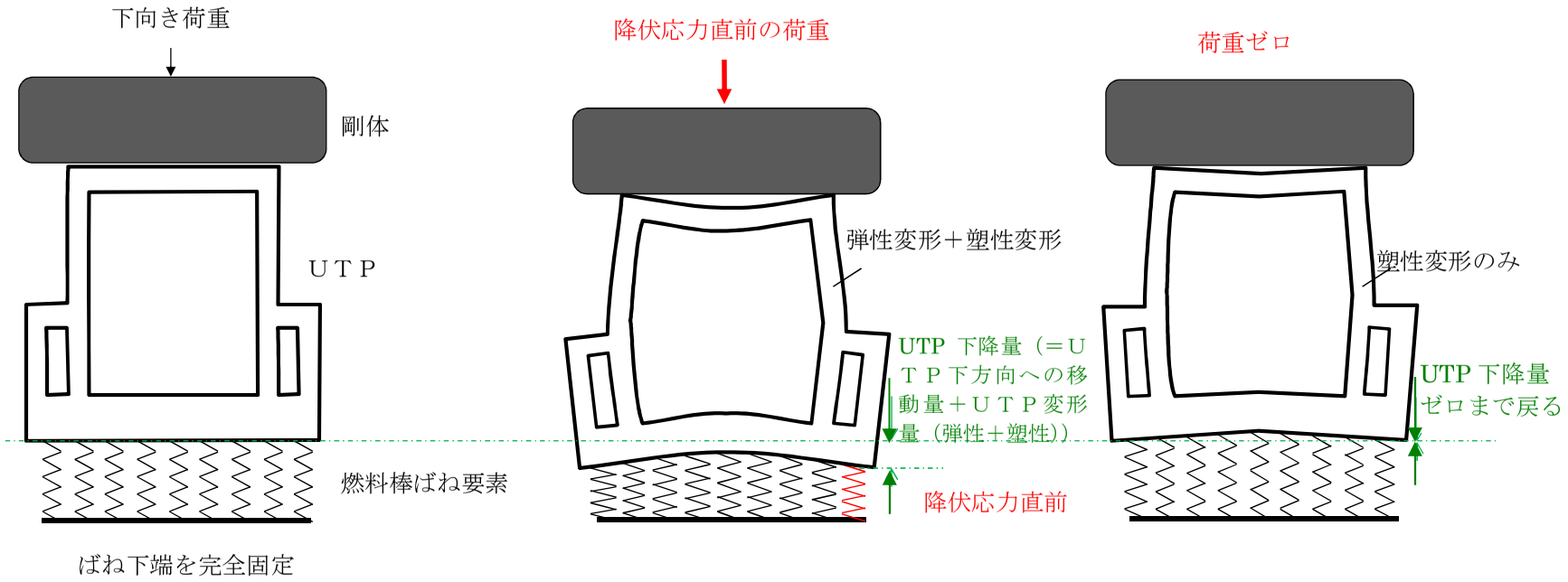
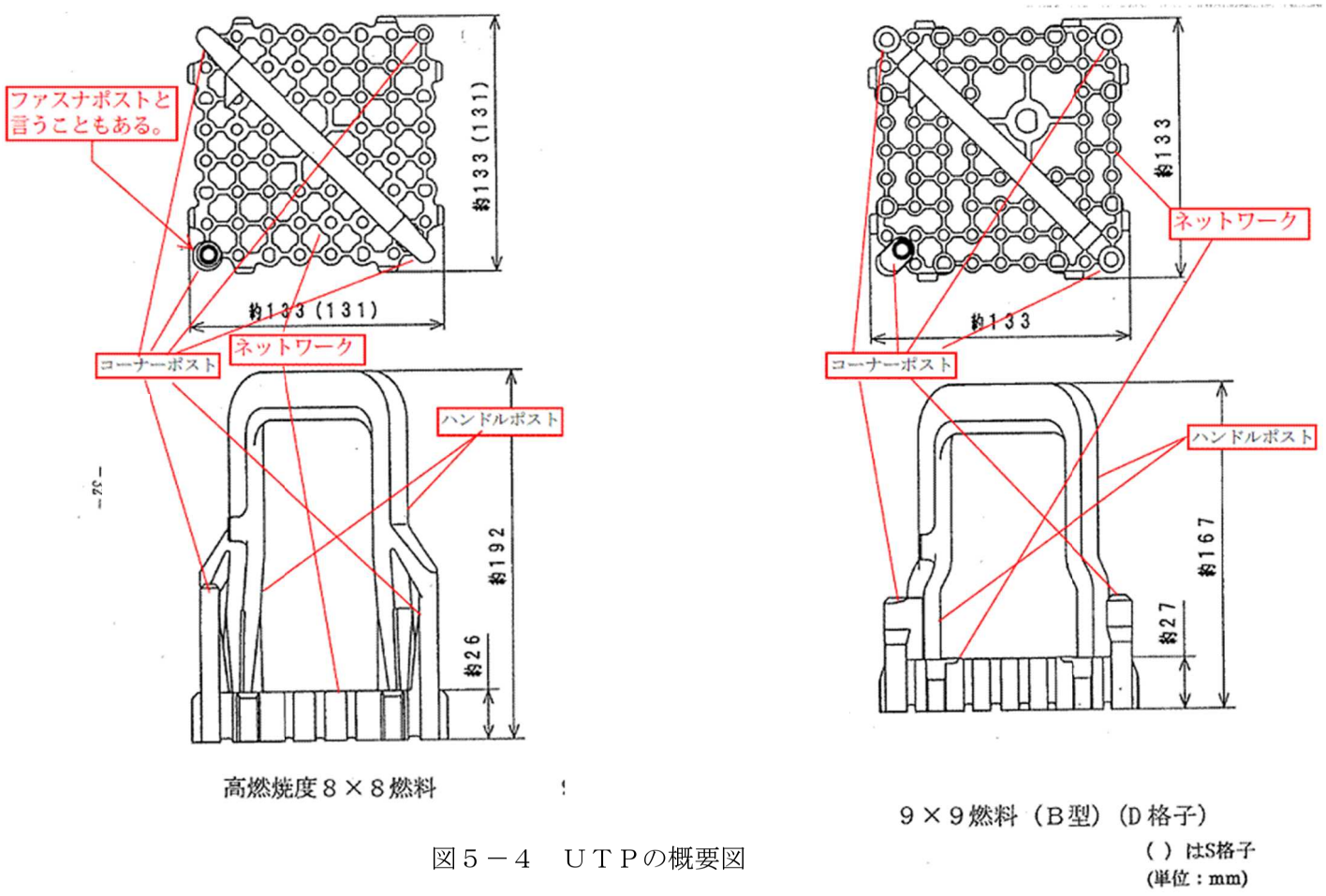


図５－３　解析モデルの概要



高燃焼度８×８燃料

９×９燃料（Ｂ型）（Ｄ格子）

（ ）はS格子
(単位：mm)

図５－４　ＵＴＰの概要図

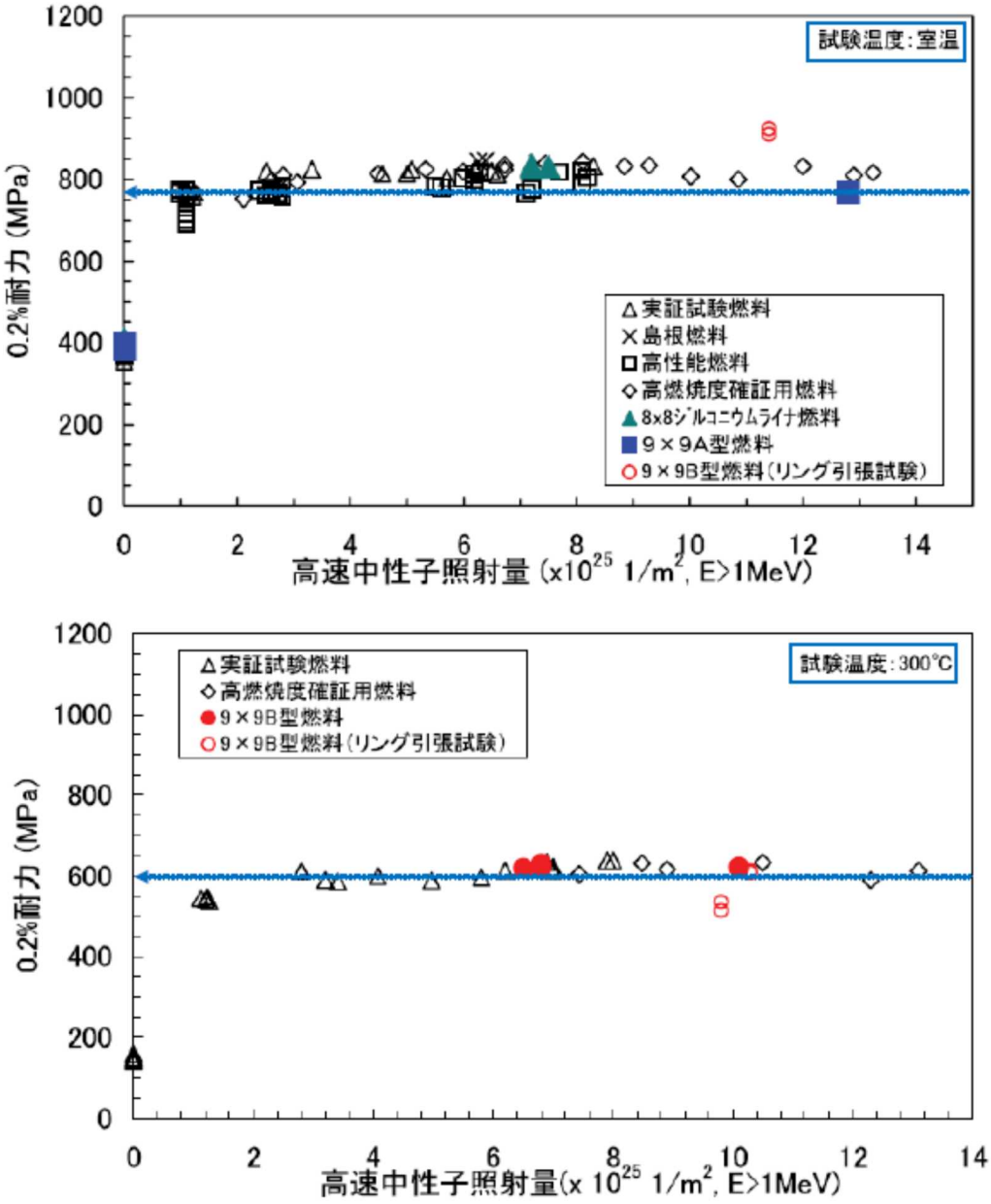


図５－５　ジルコニウム合金の降伏応力（０．２%耐力）評価[3]

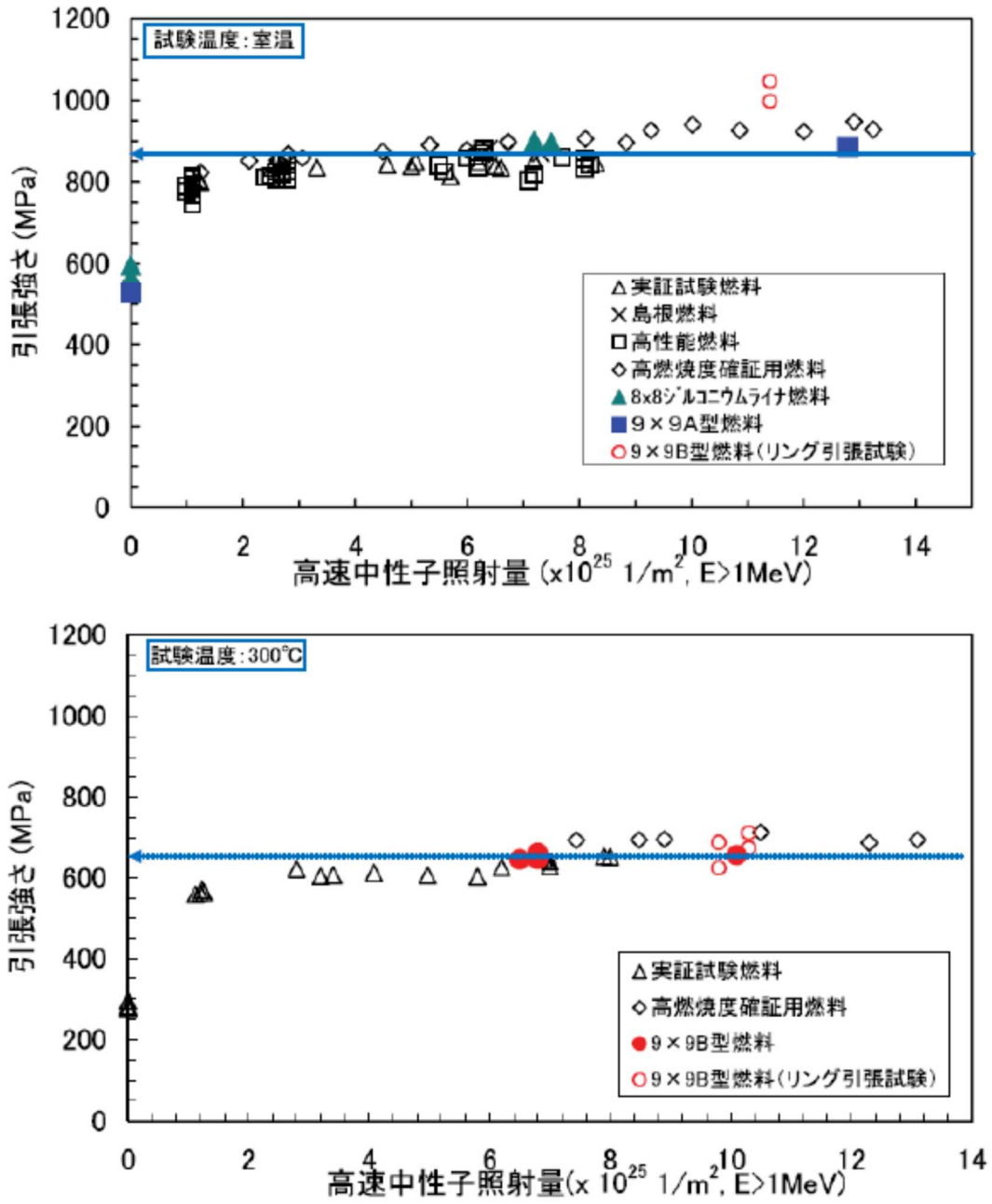
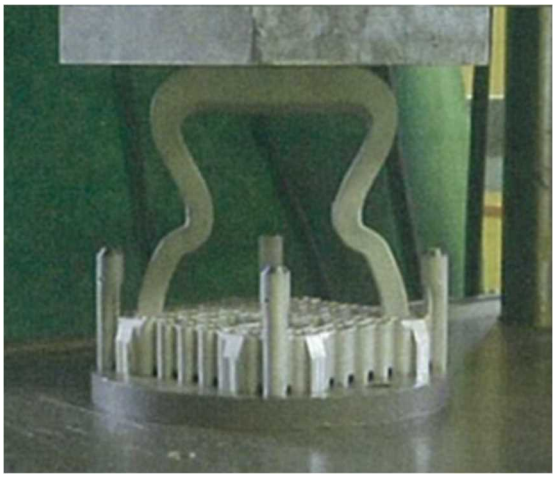
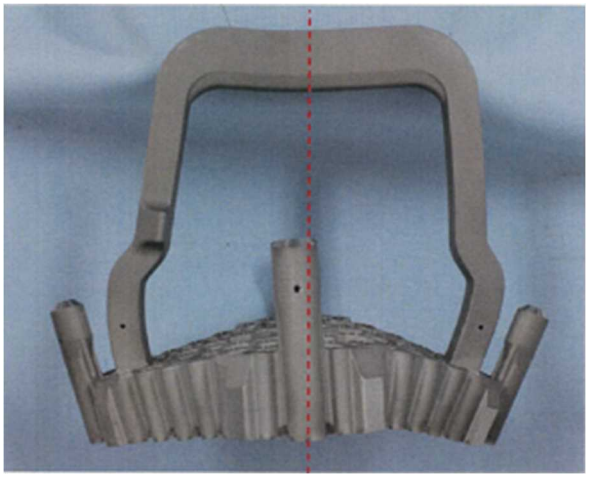


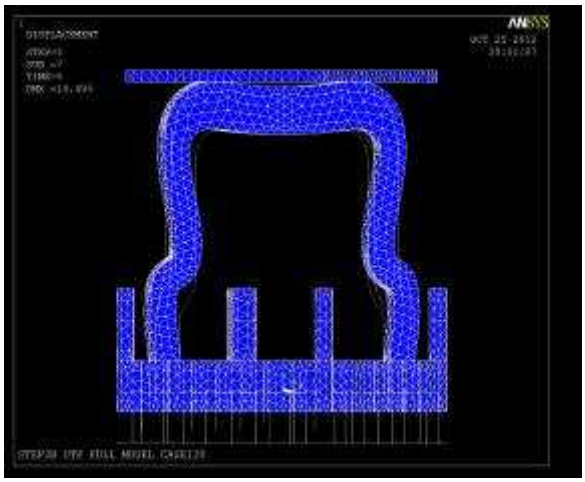
図５－６　ジルコニウム合金の引張り強さ評価[3]



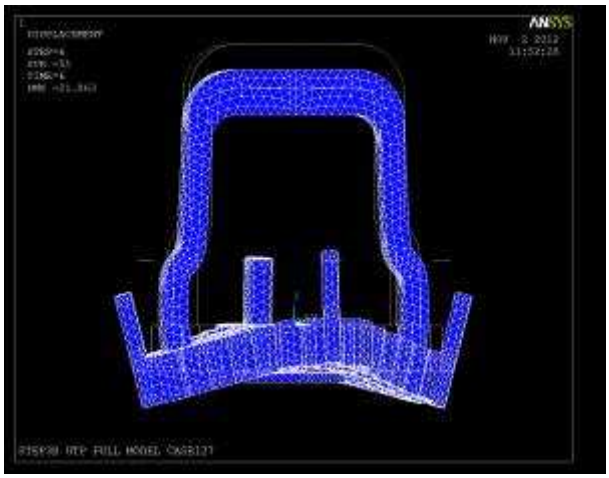
ハンドルを変形させる試験



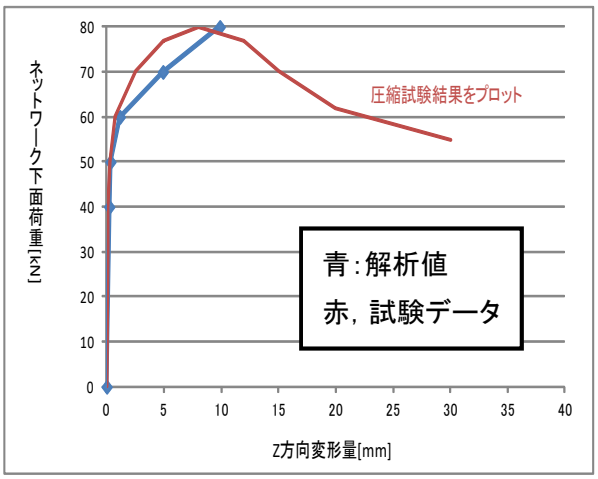
ネットワークを変形させる試験



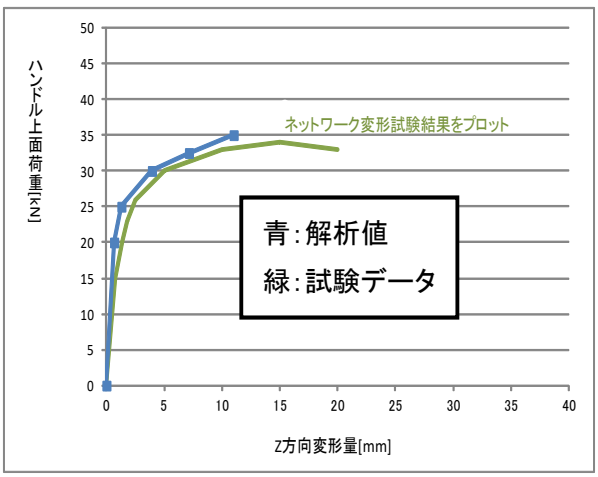
ハンドルを変形させる解析



ネットワークを変形させる解析



単体試験と解析の比較



単体試験と解析の比較

図５－７　単体試験とＡＮＳＹＳコード解析との比較

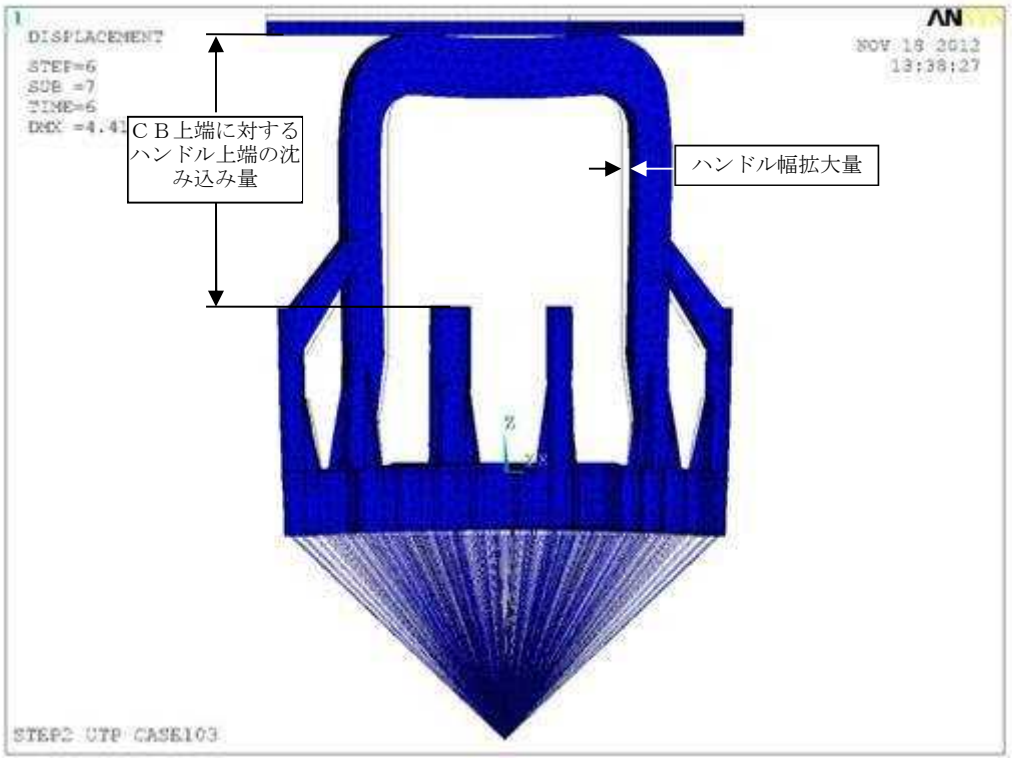


図５－８　典型的なＵＴＰ塑性変形の外観図（高燃焼度８×８燃料）

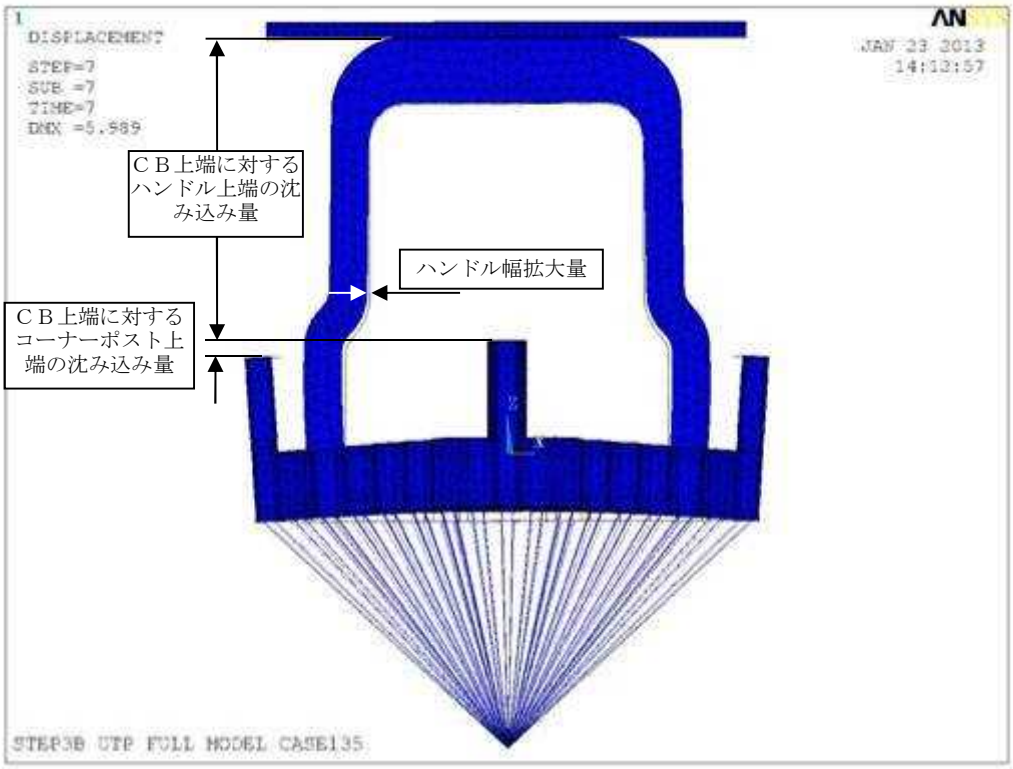


図５－９　典型的なＵＴＰ塑性変形の外観図（９×９燃料（Ｂ型））

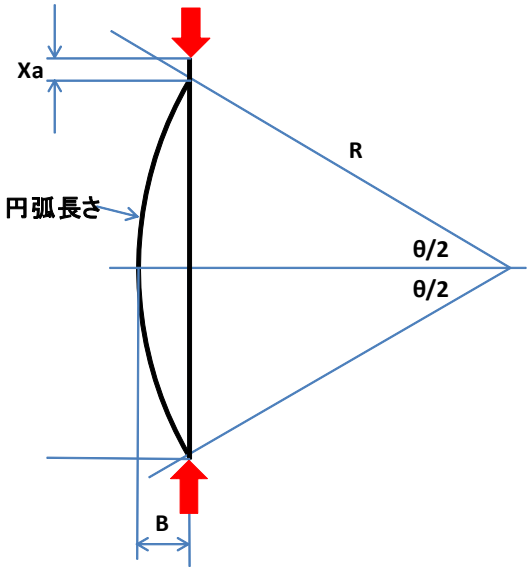


図５－１０　たわみの幾何学的評価の模式図

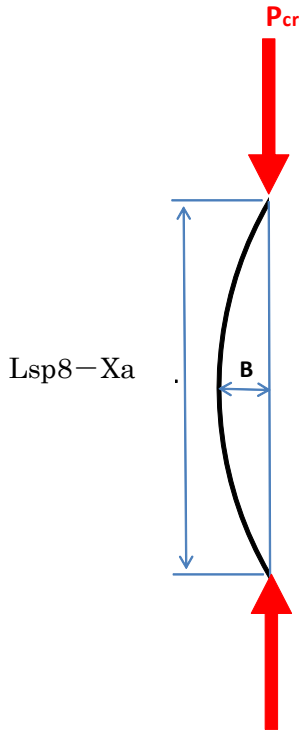


図５－１１　たわみの材料力学的評価の模式図

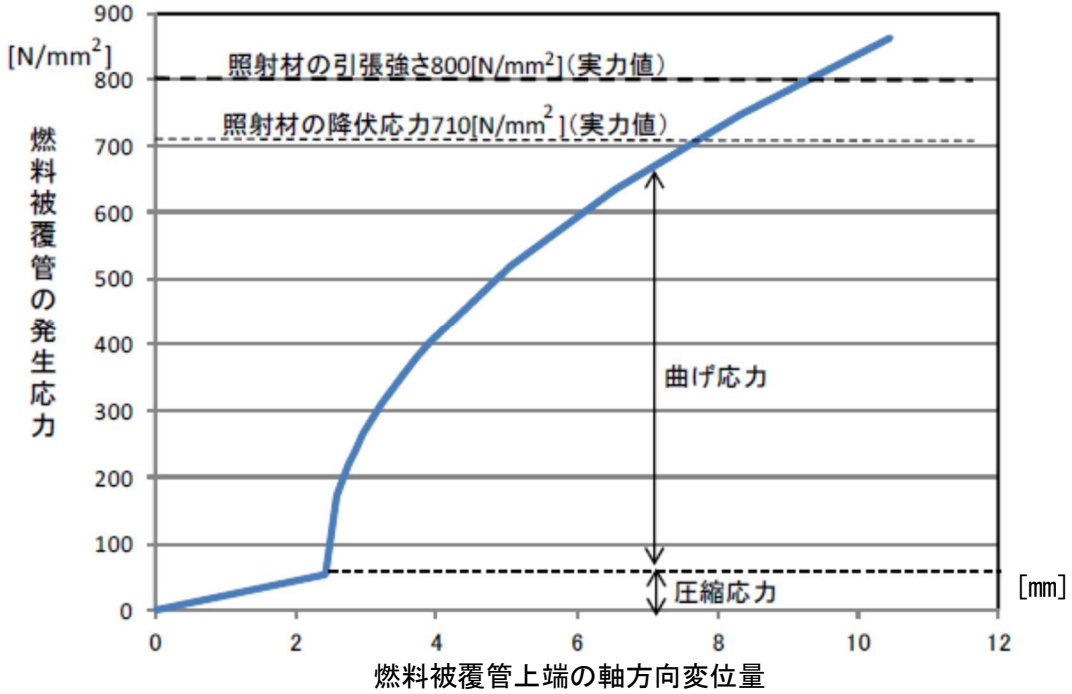


図５－１２　燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr+Xa）による燃料被覆管発生応力（σa）
（高燃焼度８×８燃料）

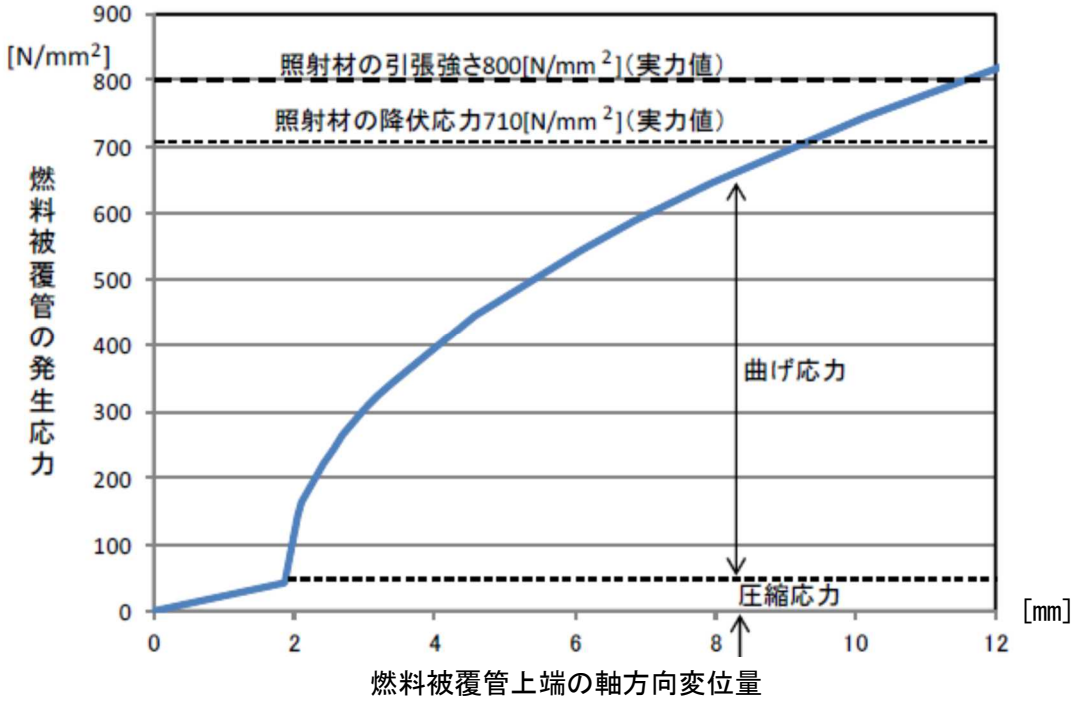


図５－１３　燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr+Xa）による燃料被覆管発生応力（σa）
（９×９燃料（Ｂ型））

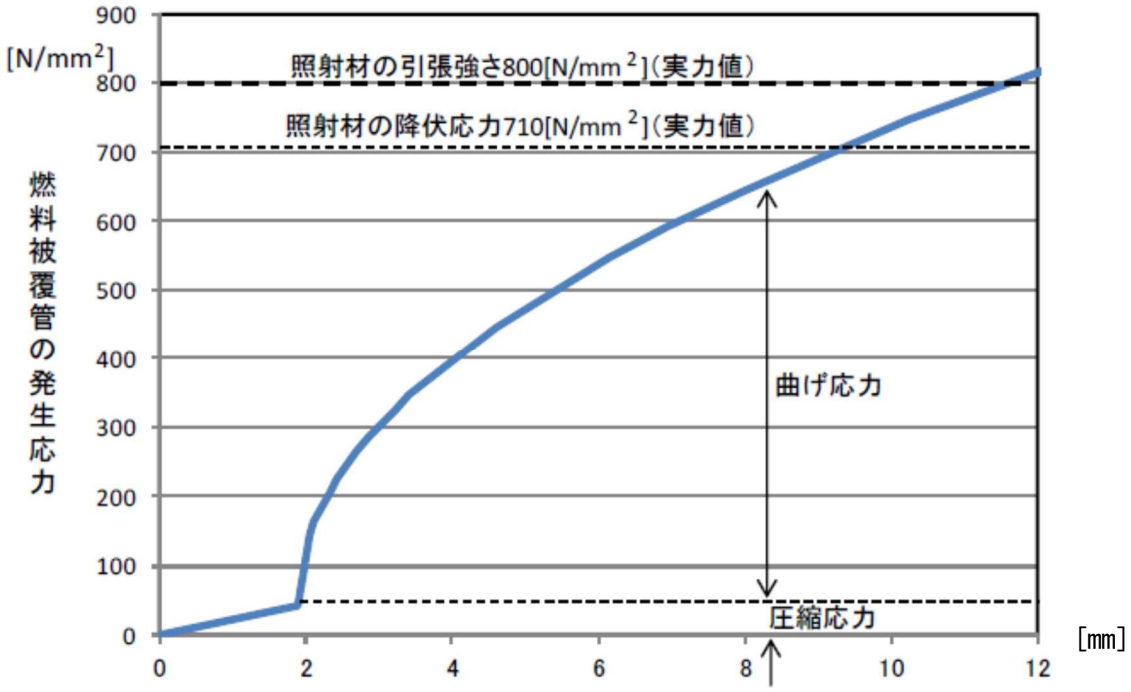
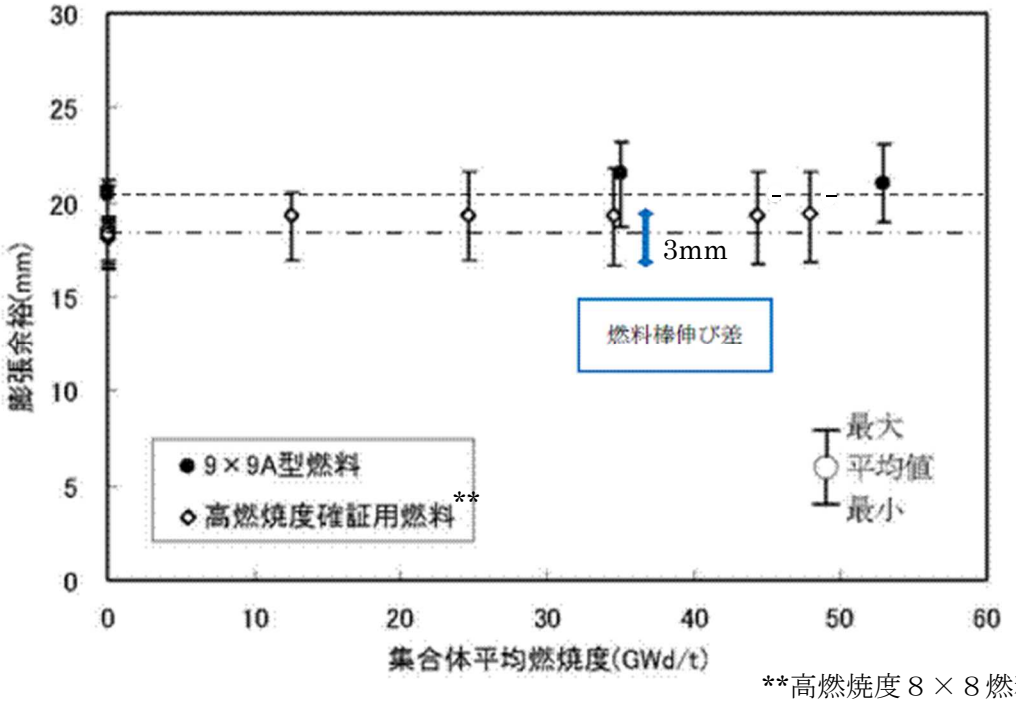


図５－１４　燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr+Xa）による燃料被覆管発生応力（σa）
（９×９燃料（Ａ型））



**高燃焼度８×８燃料のデータ

図５－１５　燃料棒伸び差の燃焼変化（膨張スプリングのデータから評価）
（９×９燃料（Ａ型）及び高燃焼度８×８燃料）[1]

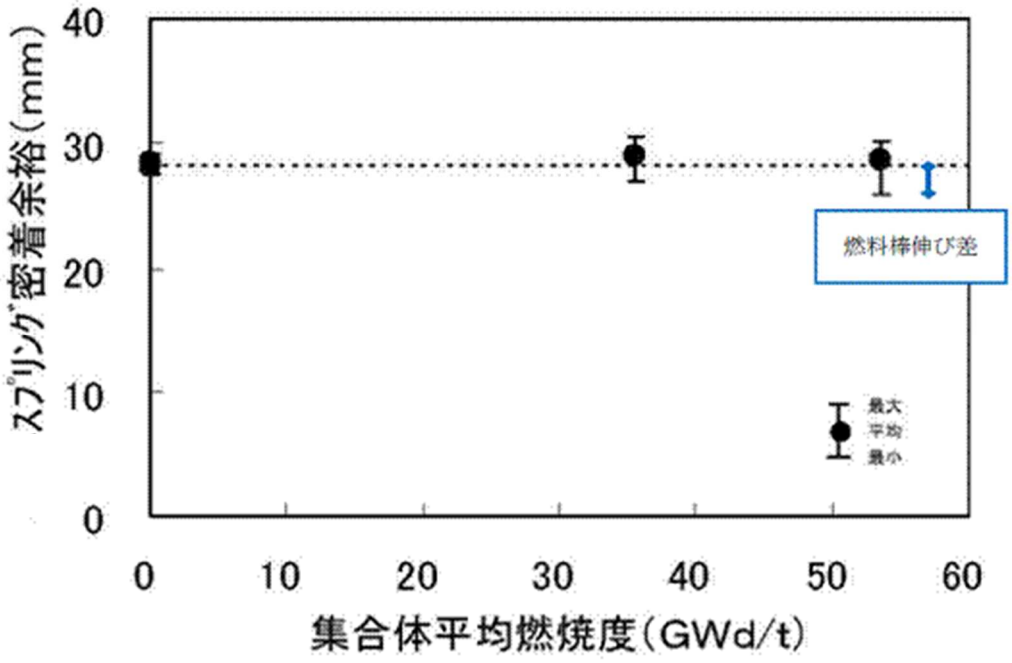
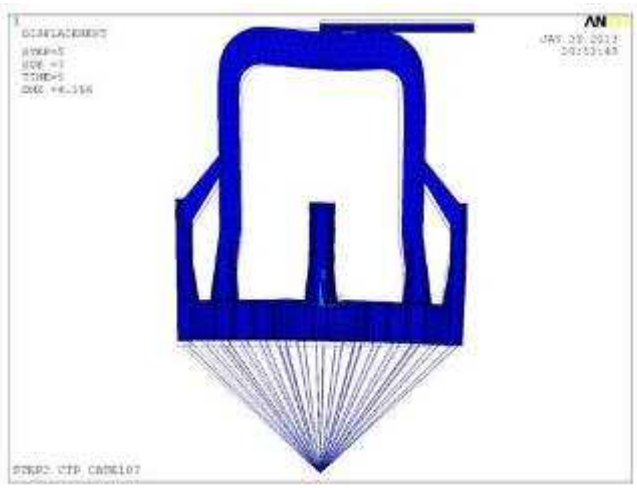
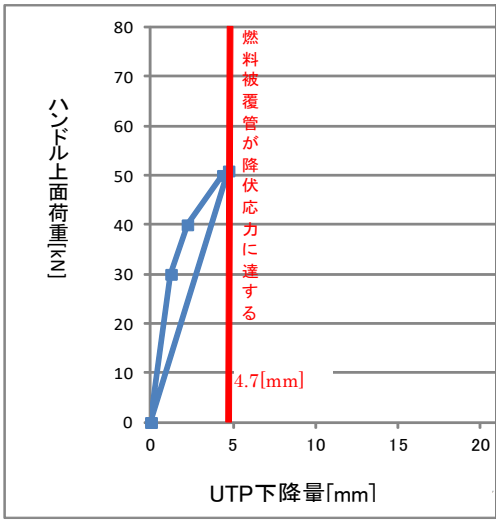
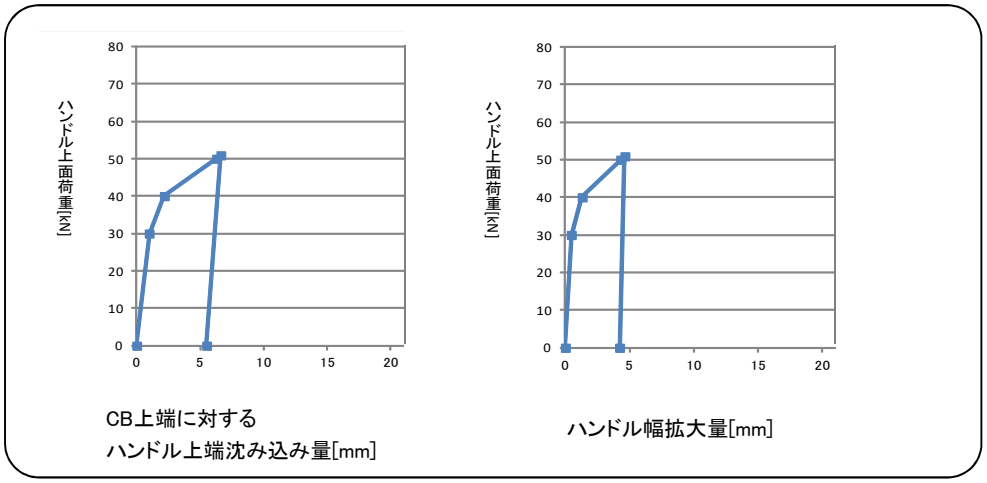


図５－１６　燃料棒伸び差の燃焼変化（膨張スプリングのデータから評価）
（９×９燃料（Ｂ型））[2]



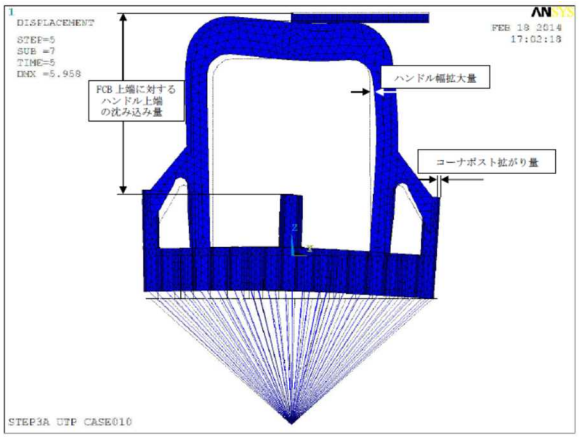


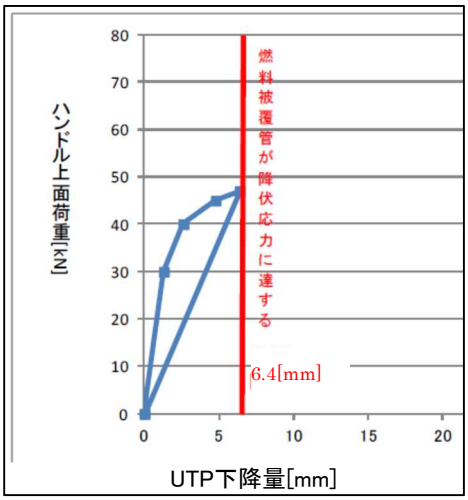
燃料被覆管が降伏応力を与えるＵＴＰ下降量に達する際にハンドル上面に付加される荷重を評価



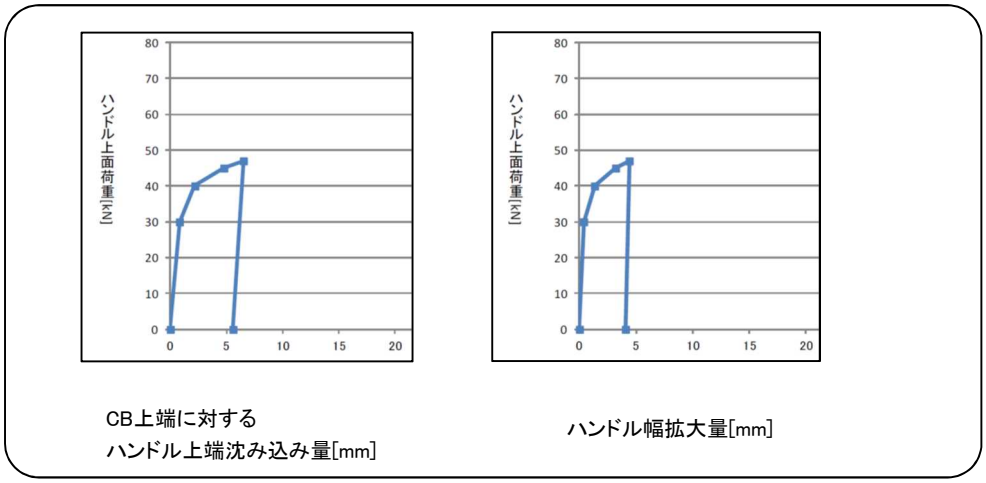
上記荷重が付加された場合のＵＴＰ各部の塑性変形を評価

図５－１７　ＵＴＰに残留する塑性変形量の評価例
（高燃焼度８×８燃料　②ハンドル上面右半分に剛体接触）





燃料被覆管が降伏応力を与えるＵＴＰ下降量に達する際にハンドル上面に付加される荷重を評価



上記荷重が付加された場合のＵＴＰ各部の塑性変形を評価

図５－１８　ＵＴＰに残留する塑性変形量の評価例
（９×９燃料（Ａ型）　②ハンドル上面右半分に剛体接触）

CF側

(単位%)

位置	A	B	C	D	E	F	G	H	J
1	1.9	1.2	1.7	1.5	1.6	1.4	1.6	1.7	1.9
2	1.4		1.3	1.2		1.5	1.7		1.9
3	2.0	1.6	1.3	1.1	1.2	1.3	1.7	1.7	1.4
4	3.2	1.9	1.4	0.9		WR 1.1	1.7	1.8	1.8
5	3.2		1.8				1.5		1.3
6	4.2	4.2	2.3	WR 1.9		1.5	1.4	1.0	0.8
7	4.5	4.7	4.6	3.6	2.2	1.6	1.3	0.7	0.3
8	5.3		4.6	4.4		1.7	1.0		0.4
9	5.5	4.9	3.9	4.4	3.4	1.5	0.5	0.5	0.3

反CF側

上部端栓の塑性歪分布（条件①）

（1t，21m/s，斜め 45°，９×９燃料（A型））

■：結合燃料棒

ＣＦ側

(単位%)

位置	A	B	C	D	E	F	G	H	J
1	1.5	1.8	2.6	3.5	4.0	4.7	5.0	5.6	5.7
2	1.8		1.8	2.1		4.5	5.5		5.1
3	2.5	1.8	1.8	1.8	2.4	2.6	4.7	4.8	13.9
4	3.4	2.1	1.8	1.3		WR 2.9	3.9	4.4	4.9
5	4.0		2.4				2.5		3.7
6	4.3	4.5	2.5	WR 2.9		1.9	1.7	1.6	1.4
7	4.9	5.3	4.7	3.9	2.5	1.7	1.4	0.9	0.3
8	5.6		4.8	4.4		1.6	0.9		0.3
9	5.6	5.2	14.2	4.8	3.7	1.4	0.3	0.3	0.1

反ＣＦ側

上部端栓の塑性歪分布（条件②）

（1t，21m/s，垂直，９×９燃料（A型））

■：結合燃料棒

CF側

(単位%)

位置	A	B	C	D	E	F	G	H	J
1	1.7	1.3	2.1	2.8	3.6	4.1	4.0	4.7	5.2
2	1.3		1.3	1.4		4.3	4.5		4.4
3	2.1	1.3	1.3	1.1	1.6	1.8	4.4	4.0	13.5
4	2.8	1.4	1.2	0.8		WR 1.9	3.2	3.9	4.0
5	3.5		1.5				1.6		2.8
6	3.9	4.1	1.8	WR 1.9		1.1	1.0	0.9	0.8
7	3.8	4.3	4.2	3.1	1.6	1.0	0.8	0.5	0.2
8	4.7		4.0	3.7		0.9	0.5		0.3
9	5.2	4.3	14.5	3.9	2.7	0.8	0.3	0.3	0.2

反CF側

上部端栓の塑性歪分布（条件③）

（4.5t，12m/s，垂直，９×９燃料（A型））

■：結合燃料棒

CF側

(単位%)

位置	A	B	C	D	E	F	G	H
1	0.1	0.2	0.1	0.7	1.3	3.4	4.4	6.9
2	0.2	1.2	0.3	0.7	1.0	1.9	1.7	2.1
3	0.3	0.4	0.5	0.4	0.3	2.1	0.5	2.5
4	0.7	0.9	0.4	0.1	2.8	0.2	3.7	0.1
5	1.7	1.5	0.6	3.3	0.0	0.1	0.2	1.6
6	4.1	2.6	2.1	0.1	0.1	0.2	0.2	1.0
7	5.5	2.2	1.3	3.8	1.7	0.2	0.3	0.2
8	9.9	4.0	4.4	1.5	2.9	0.3	0.2	0.2

反CF側

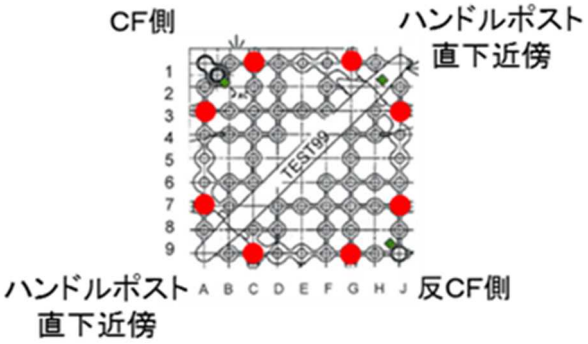
上部端栓の塑性歪分布（条件④）

（1t，21m/s，垂直，

新型８×８ジルコニウムライナ燃料）

■：結合燃料棒

図５－１９　がれき衝突解析における上部端栓の塑性歪分布



位置	A	B	C	D	E	F	G	H	J
1	0.1		0.0				0.3		1.0
2									
3	0.1								0.5
4									
5									
6									
7	0.2								0.0
8									
9	0.6		0.4				0.0		0.0

図５－２０　がれき落下衝撃試験で得られた上部端栓近傍における
歪ゲージによる測定結果（単位：％　●：結合燃料棒）

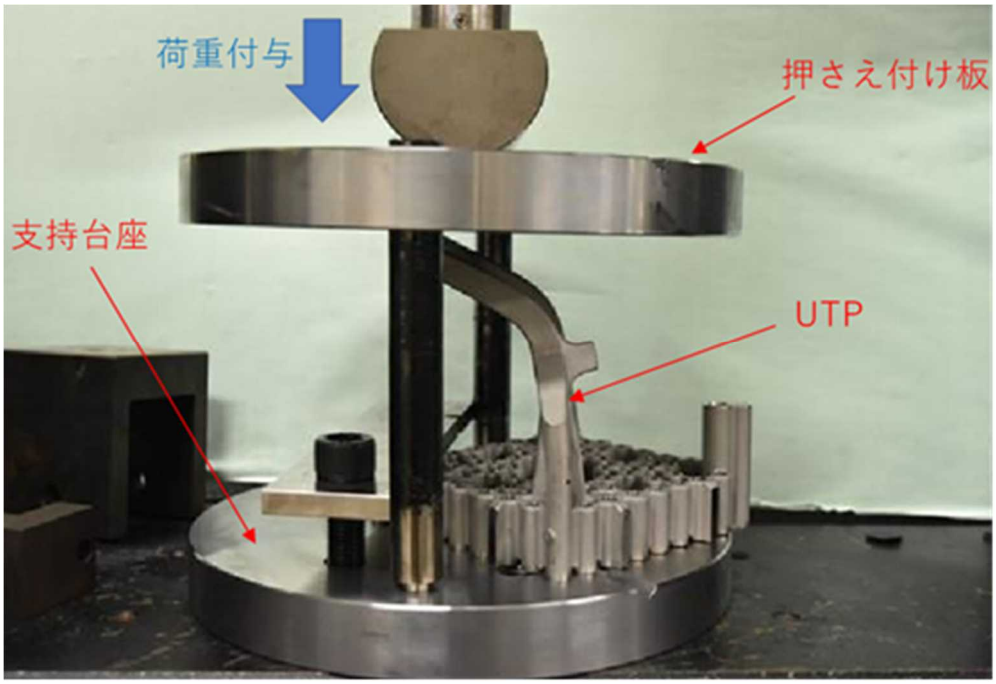


図５－２１　ハンドルへの変形付与装置

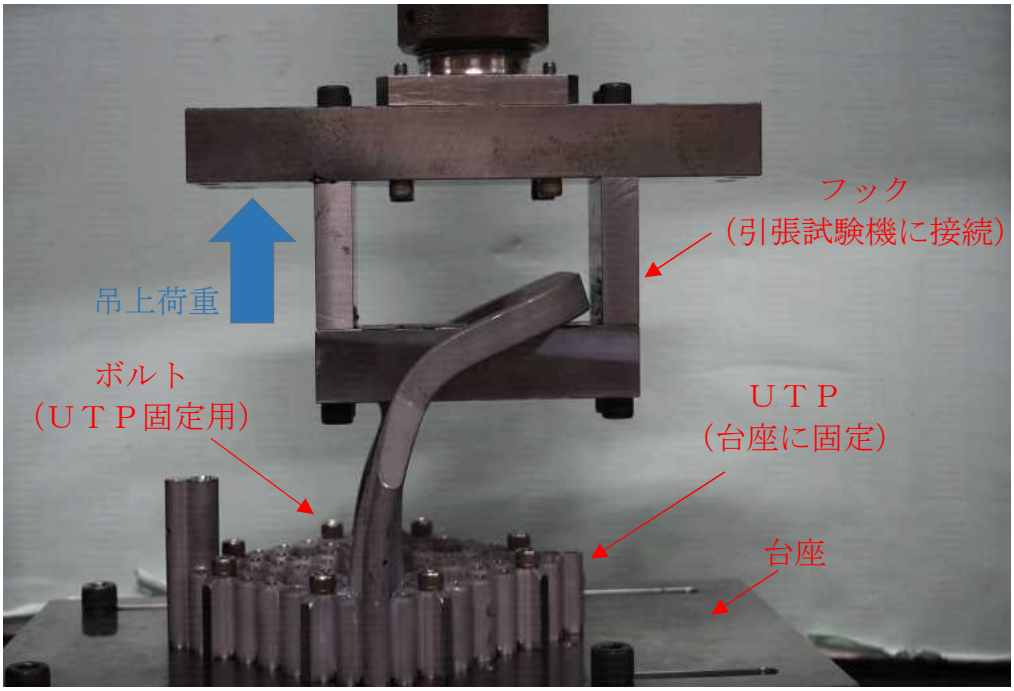


図５－２２　ハンドルの引張試験装置

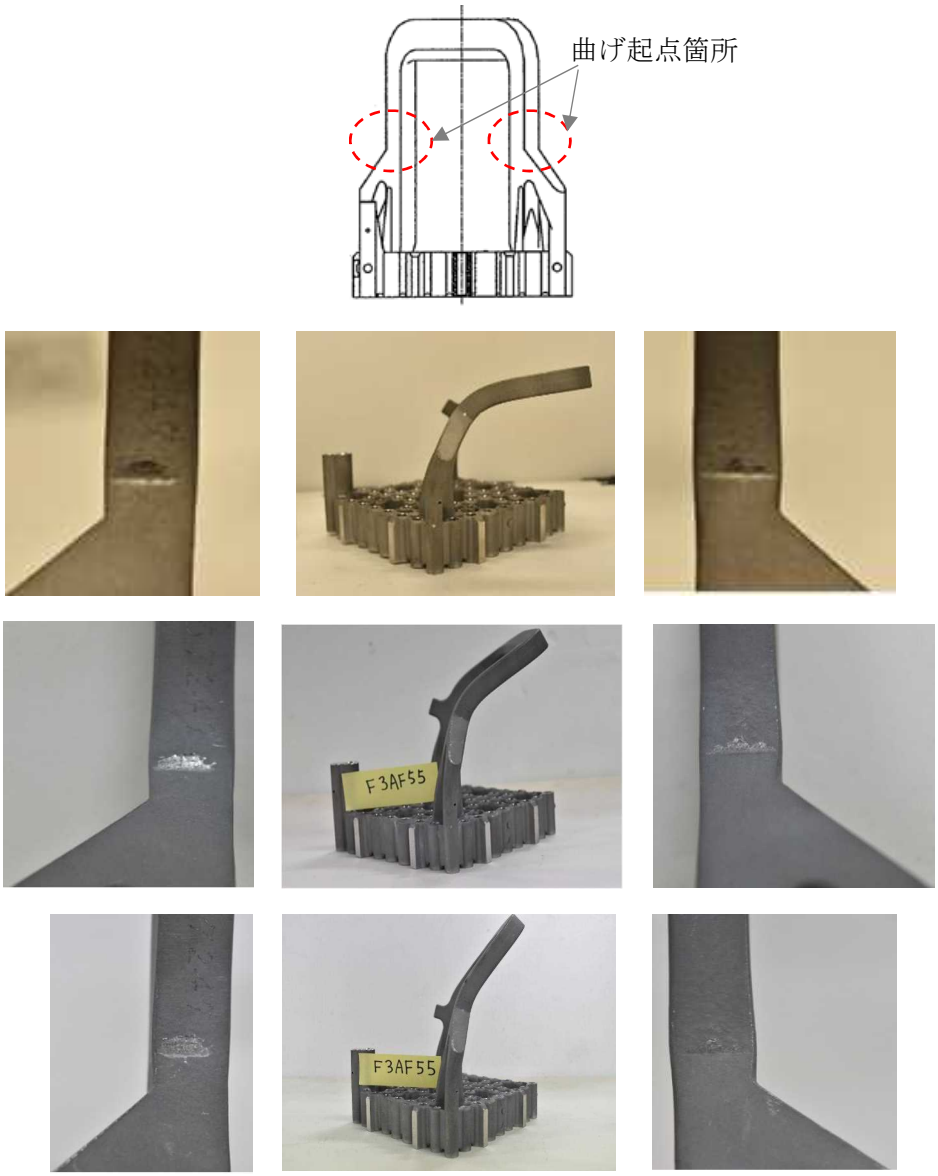


図５－２３　９×９燃料（A型）ハンドルの引張試験前後の比較
（上段：引張試験前　中段：13kN 引張試験後　下段：26kN 引張試験後）



図５－２４（１）　ハンドル引張試験後の浸透探傷試験結果
（９×９燃料（A型）　引張荷重 13kN）

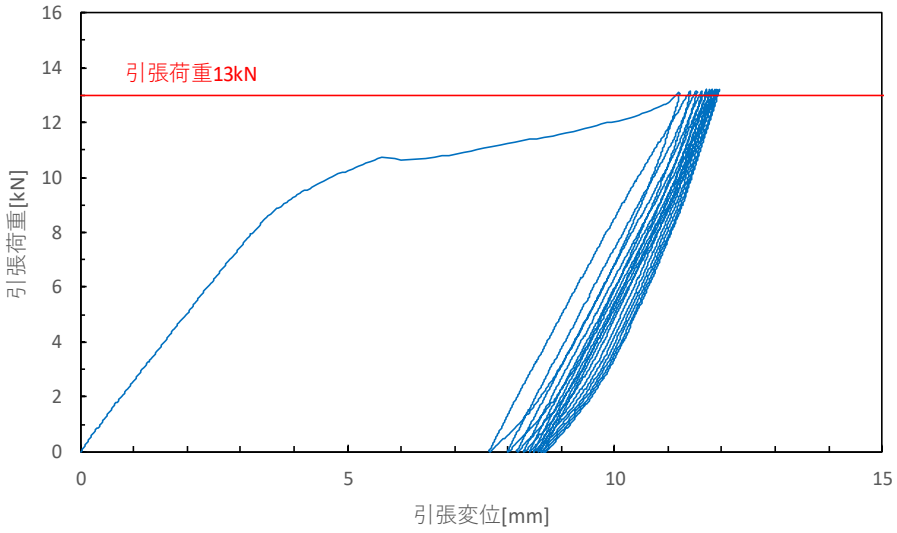


図５－２５（１）　ハンドル引張試験中の引張荷重―引張変位
（９×９燃料（A型）　引張荷重 13kN）

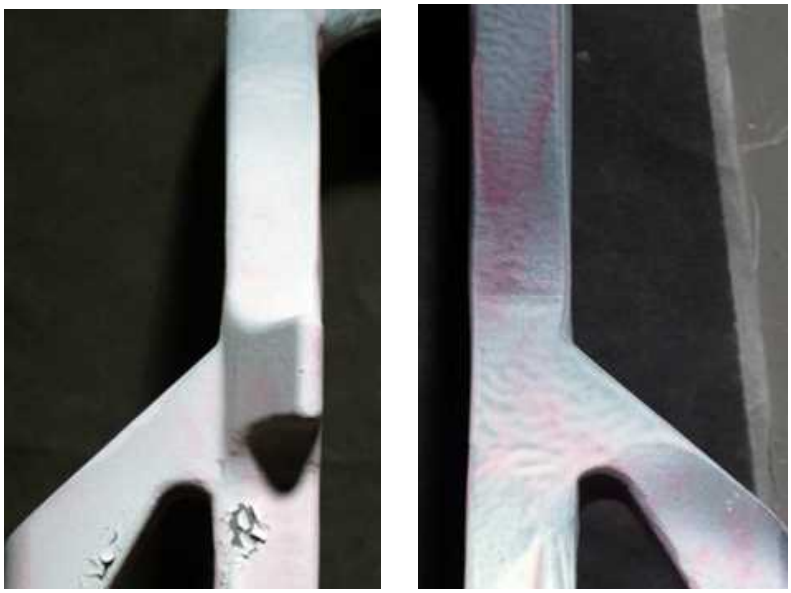


図５－２４（２）　ハンドル引張試験後の浸透探傷試験結果
（９×９燃料（A型）　引張荷重 26kN）

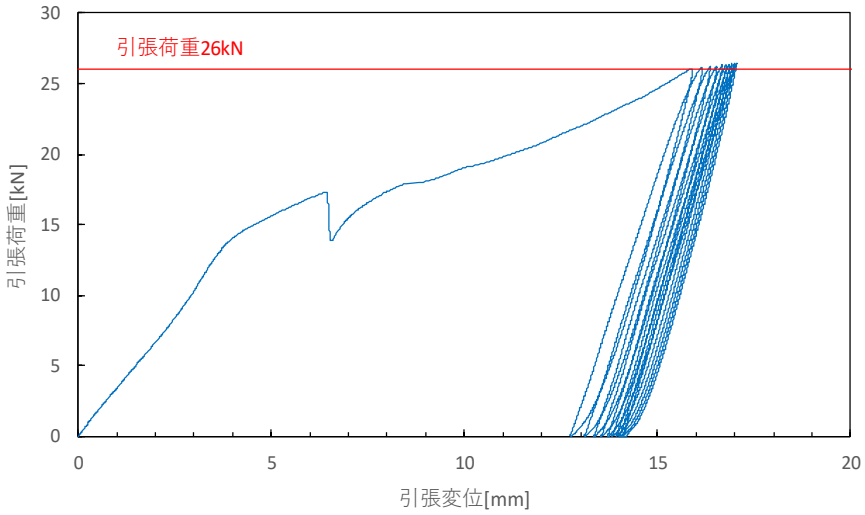


図５－２５（２）　ハンドル引張試験中の引張荷重―引張変位
（９×９燃料（A型）　引張荷重 26kN）

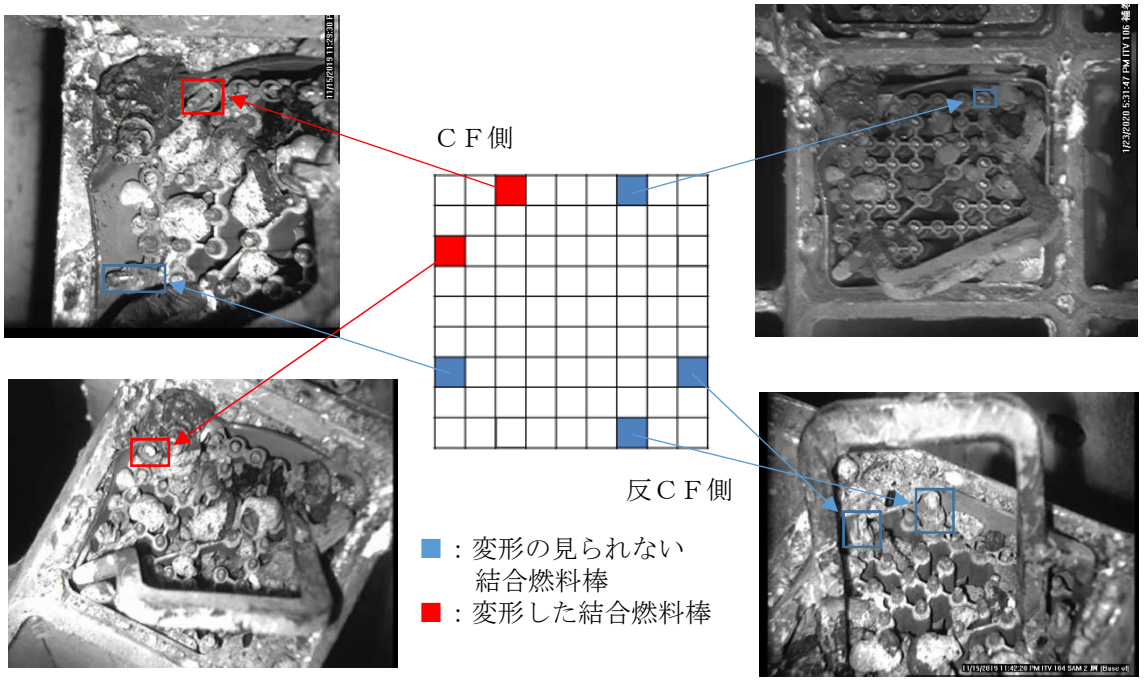


図５－２６　ＣＢ変形燃料の結合燃料棒状況

6.　燃料の取り扱い

6.1.　４号機における燃料の取り扱い

6.1.1.　燃料取り出し手順の概要

燃料取り扱いに支障となるがれきを撤去した後，がれき落下による燃料健全性への影響を確認し，燃料取扱機又はクレーンを用いて燃料の取り出しを行う。燃料の取り出しにあたってはがれきによる固着の発生防止に努めるとともに固着発生時には必要な対応を行う。がれきによる燃料健全性への影響がない燃料集合体は既存のＮＦＴ－２２Ｂ型構内輸送容器に収納し，燃料健全性への影響が疑われる燃料集合体は燃料被覆管の破損を考慮した容器に収納し，使用済燃料共用プール（新燃料については，一部６号機ＳＦＰ）へ搬出する。なお，燃料取扱機又はクレーンを用いて燃料の取り出しを行うにあたっては，実施体制を確立し，事前にトレーニングを行った上で対応する。

6.1.2.　燃料健全性確認

6.1.2.1.　燃料健全性確認手順

図６－１，図６－２に水中カメラで撮影した４号機のプール内のがれき散乱状況を示す。これまでの調査からＳＦＰ水中には様々ながれきが落下しているものの，がれきで確認できない一部の燃料集合体を除いては，ＵＴＰハンドルの変形は確認されていない。

図６－５に４号機ＳＦＰ内がれきマップ及び表６－１には４号機ＳＦＰ内で確認されたがれきのリストを示す。燃料取り出し作業に先立って，がれきを撤去した後，水中カメラにてＵＴＰハンドルの変形状況をあらためて確認し，燃料健全性確認治具を用いての確認は，ＳＦＰ内で最も燃料健全性への影響があると考えられるがれき周辺の燃料に対して行う。

燃料取り出し作業は水中カメラにより作業状況を確認しつつ実施することとし，作業中に燃料集合体やＣＢに傷，変形，腐食等の顕著な異常が確認された場合には，取り出し作業を中止し，水中カメラにて傷の大きさ等について観察し健全性への影響について評価する。また，４号機ＳＦＰ内から使用済燃料共用プール（新燃料については，一部６号機ＳＦＰ）に移送した後，燃料集合体はＮＦＴ－２２Ｂ型構内輸送容器から燃料を取り出す際に，ＣＢに傷，変形，腐食等の顕著な異常がないことを確認する。

6.1.2.2.　燃料健全性確認用治具

燃料健全性確認用治具の概念図を図６－３，図６－４に示す。

燃料健全性確認用治具は，5.2.2 評価結果の中で，燃料被覆管が塑性変形し，かつ，ＵＴＰ塑性変形量が最も小さいがれき衝突条件「②ハンドル上面右半分に剛体接触」を基準に製作する。また，健全性確認治具による検出性を考慮し，高燃焼度８×８燃料以前の燃料に対しては「ＣＢ上端に対するハンドル上端の沈み込み量」，９×９燃料（Ｂ型）に対しては，「ＣＢ上端に対するコーナーポスト上端の沈み込み量」を検出ポイントとする。

6.1.3.　取り出し後の確認

使用済燃料共用プール（新燃料については，一部６号機ＳＦＰ）における長期的な健全性の確認や輸送・保管方法の検討のため，今後，別途点検を計画する。

6.1.4.　がれきによるＣＢの固着

6.1.4.1.　固着の発生防止

燃料集合体を使用済燃料ラックから引き抜く際に，使用済燃料ラック内に落下したがれきとＣＢが干渉して，ＣＢが固着する可能性がある。

このため，燃料取り出しに先立ち，燃料上部にあるがれきを除去する。また，燃料ラックとＣＢの隙間にあるがれきも可能な範囲で除去する。

燃料取り出しにあたっては，燃料取扱機に設置されている荷重計を確認しながら最大４５０ｋｇまでの荷重でゆっくり吊り上げることにより，固着の発生防止を図る。

6.1.4.2.　固着発生時の対応

図６－６に固着発生時の対応フローを示す。クレーンを用いた燃料の再吊上げにおいても固着が解消しない場合等に一時的に落下防止治具を取り付け燃料の落下を防止するとともに，必要に応じて固着状況の調査及び固着原因となるがれきの除去等を実施する。固着した燃料に落下防止治具を取り付けた状態で他の燃料の取り出し作業を実施する場合は，未臨界を確保するとともに固着した燃料が作業の支障とならないよう，燃料取り出し順序を見直す。

なお，ＣＢの固着した状態が長期間に亘ると判断される場合には，当該燃料集合体をワイヤ等によりオペレーティングフロア上の固定した箇所と接続することにより，安定した状態で保持する。その上で、固着状況について詳細確認を行い，燃料集合体を安全に着座させる対応について検討する。（対応例　上部タイプレートのハンドル部を吊った状態で，チャンネルファスナをはずし，ＣＢと燃料集合体を分離して燃料集合体のみをラックに吊り降ろす。）

6.1.4.3.　固着解消時に使用済燃料が落下した場合の被覆管の健全性評価

万一固着が自然解消し使用済燃料が使用済燃料貯蔵ラック内で落下した場合を想定し，燃料被覆管の健全性評価を実施した。燃料集合体が落下した場合，ＬＴＰの燃料棒との嵌合部が変形し，燃料棒が曲がることで燃料棒に応力が発生する。ここでは保守的に落下による位置エネルギーは全て燃料棒及びＬＴＰの歪みエネルギーに使用されるとして評価を行った。なお，被覆管の肉厚が薄い９×９燃料（Ｂ型）を代表として評価を実施した。

評価結果を図６－７及び図６－８に示す。燃料棒の変形が弾性範囲内で収まるＬＴＰと燃料棒嵌合部の傾き角度は約 14 度，その際の落下高さは約 34cm と評価された。

落下高さ約 34cm 以内であれば，燃料被覆管は弾性範囲内であり破損しないと考えられる

ため，落下防止治具は約 34cm よりも十分低い位置（約 15mm）でも取り付けできるようにすることで，燃料集合体落下時の安全を担保する。

6.1.4.4.　落下防止治具の特徴

図６－９に燃料集合体の落下防止治具の概念図を示す。落下防止治具は，治具トップから突出した治具アームで燃料自重を受ける構造となっており，燃料自重を受けた状態で転倒を防止する構造となっている。治具トップ及び高さ調整管は接続用ボルトによりベース２と結合される。ベース２はベース１の固定ピンでベース１と，ベース１は燃料貯蔵ラックのリフティングラグで燃料貯蔵ラックと嵌合されており，また嵌合部は極力クリアランスを排除した設計となっている。

6.1.5.　クレーン又は天井クレーンを用いた燃料集合体の取り扱い

４号機ＳＦＰ及び使用済燃料共用プールにおいて燃料取扱機又は燃料取扱装置での取扱いが困難な燃料集合体は，クレーン主巻フックに支持されたチェーンブロックを用いて吊上げる。装置の概要を図６－１０に示す。

クレーン又は天井クレーンで燃料集合体を取り扱う場合においては，表６－２に示す安全対策を行う。尚，燃料集合体ＵＴＰに作用する吊り上げ荷重は燃料を損傷させることのないように１ｔまでとする。燃料吊り上げ時の荷重は結合燃料棒等に印加されるが，結合燃料棒の耐荷重は９ｔ程度あるので，1ｔは余裕をみた値となっている。

燃料貯蔵ラックとＣＢの間のがれきによって固着が発生した場合については，ＣＢの断面で吊り上げ荷重を受けることになるが，ＣＢの材質（ジルコニウム合金）の機械的強度から，側面長さ（一面）の１／１０程度の断面で１ｔの荷重を受けた場合であっても，ＣＢを損傷させることはなく，燃料に対して影響はない。また，通常の燃料取扱機の吊上げ荷重を上回る荷重を燃料集合体に付加する場合には，ファイバースコープ等により固着の状況を確認し，燃料集合体やＣＢの側面に局所的に過大な荷重がかかる状況でないことを確認する。また，燃料貯蔵ラックの材質はステンレス材であり十分な強度と重量を有していることから，吊り上げ荷重１ｔが燃料貯蔵ラックに付加されたとしても影響はない。仮にがれきによって燃料貯蔵ラックに変形が生じた場合であっても，燃料集合体はＣＢによって囲まれていることから，燃料健全性には影響が生じないものと考えられる。

6.1.6.　４号機における燃料集合体取り扱い時に放射線モニタに異常が確認された場合

仮に４号機オペレーティングフロア上での作業中に，線量率が予想より高くなった場合には，エリア放射線モニタで検知できる。異常を検知した場合は退避し，線量率が十分下がった後に作業を再開する運用により放射線業務従事者の放射線被ばくを低く抑えることが可能である。

6.2.　３号機における燃料の取り扱い

6.2.1.　燃料取り出し手順の概要

燃料取り扱いに支障となるがれきを撤去した後，がれき落下による燃料健全性への影響を確認し，燃料取扱機を用いて燃料の取り出しを行う。燃料の取り出しにあたってはがれきによる固着の発生防止に努めるとともに固着発生時には必要な対応を行う。がれきによる燃料健全性への影響がない燃料集合体は構内用輸送容器に収納し，燃料健全性への影響が疑われる燃料集合体は燃料被覆管の破損を考慮した容器に収納し，使用済燃料共用プールへ搬出する。なお，燃料取扱機を用いて燃料の取り出しを行うにあたっては，実施体制を確立し，事前にトレーニングを行った上で対応する。

３号機における燃料取扱機の操作は，原則として遠隔操作室から遠隔操作にて行う。

6.2.2.　燃料健全性確認

6.2.2.1.　燃料健全性確認手順

図６－１１に水中カメラで撮影した大型のがれき撤去後の３号機のプール内のがれき散乱状況を示す。これまでの調査からＳＦＰ水中には様々ながれきが落下しており，また図６－１２に示すとおりハンドル変形燃料が一部確認されている。

燃料取り出し作業に先立って，がれきを撤去した後，水中カメラにてＵＴＰハンドルの変形状況をあらためて確認する。また，燃料健全性確認用治具を用いての確認を，原則として全燃料に対して行う。ただし，明らかにＵＴＰハンドルに大きな変形がある燃料は除く。

燃料健全性確認用治具により，判定基準を超過することが確認された燃料，または，水中カメラで明らかにＵＴＰハンドルに大きな変形が確認された燃料は，いずれもハンドル変形燃料として扱う。

燃料取り出し作業は水中カメラにより作業状況を確認しつつ実施することとし，作業中に燃料集合体やＣＢに傷，変形，腐食等の異常が確認された場合には，必要に応じて取り出し作業を中止し，水中カメラにて傷の大きさ等について観察し健全性への影響について評価する。また，３号機ＳＦＰ内から使用済燃料共用プールに移送した後，燃料集合体は構内用輸送容器から燃料を取り出す際に，ＣＢに傷，変形，腐食等の顕著な異常がないことを確認する。

6.2.2.2.　燃料健全性確認用治具

燃料健全性確認用治具を図６－１３に示す。

燃料健全性確認用治具は，5.2.2 評価結果の中で，燃料被覆管が塑性変形し，かつ，ＵＴＰ塑性変形量が最も小さいがれき衝突条件「②ハンドル上面右半分に剛体接触」を基準に製作する。また，全ての燃料タイプに対して，「ＣＢ上端に対するハンドル上端の沈み込み量」を検出ポイントとする。

6.2.3.　取り出し後の確認

使用済燃料共用プールにおける長期的な健全性の確認や輸送・保管方法の検討のため，今後，別途点検を計画する。

6.2.4.　がれきによるＣＢの固着

6.2.4.1.　固着発生の防止

燃料集合体を使用済燃料ラックから引き抜く際に，使用済燃料ラック内に落下したがれきとＣＢが干渉して，ＣＢが固着する可能性がある。このため，燃料取り出しに先立ち，燃料上部にあるがれきを除去する。また，燃料ラックとＣＢの隙間にあるがれきも可能な範囲で除去する。燃料取り出しにあたっては，燃料取扱機に設置されている荷重計を確認しながら，最大４５０ｋｇまでの荷重でゆっくり吊り上げることにより，固着の発生防止を図る。

6.2.4.2.　固着発生時の対応

図６－１４に３号機における固着発生時の対応フローを示す。燃料ラックからの吊り上げ時にがれきとの干渉により最大４５０ｋｇの荷重で吊り上げができない場合，当該燃料は着座させ，他の燃料の取り出しを実施する。その後，必要に応じて固着状況の調査及びがれきとの干渉を解除する措置を行った上で，３号機燃料取扱機の定格荷重である最大１ｔの荷重までゆっくり吊り上げを行う。なお，最大１ｔの荷重で吊り上げる高さはチャンネルファスナが燃料ラックから抜ける範囲までとする。最大１ｔの荷重で吊り上げができない場合，がれきとの干渉を解除する措置を行う。なお，燃料集合体ＵＴＰに作用する吊り上げ荷重は燃料を損傷させることのないように１ｔまでとする。燃料吊り上げ時の荷重は結合燃料棒等に印加されるが，結合燃料棒の耐荷重は９ｔ程度あるので，１ｔは余裕をみた値となっている。燃料ラックとＣＢの間のがれきによって固着が発生した場合については，ＣＢの断面で吊り上げ荷重を受けることになるが，ＣＢの材質（ジルコニウム合金）の機械的強度から，側面長さ（一面）の１／１０程度の断面で１ｔの荷重を受けた場合であっても，ＣＢを損傷させることはなく，燃料に対して影響はない。

6.2.5.　震災以前から存在する漏えい燃料等について

３号機ＳＦＰには，表６－３に示すとおり，運転中に漏えいした燃料や，過去の取り扱い中に部材の一部に変形等を生じた燃料が存在する。これらの燃料は，他の燃料と同様に震災以前は燃料取り扱い機を用いて取り扱いを行っており，他の燃料と比べて取り扱い上の相違は無い。

一方，運転中に漏えいした燃料は，被覆管の密封性が失われているため，燃料被覆管の破損を考慮した構内用輸送容器に収納する。

スペーサが一部損傷した燃料のうち１体は，ＣＢが装着されていないため，燃料ラックから燃料を引き抜く際に燃料ラック内に混入したがれきと燃料被覆管が接触することが懸念

される。このため，運転中に漏えいした燃料と同様，ＣＢが装着されていない燃料は燃料被覆管の破損を考慮した構内用輸送容器に収納する。

6.2.6.　ハンドル変形燃料の取り扱い

ハンドル変形燃料は，健全燃料と同様に燃料取扱機を用いて取り出しを行う。ただし，ハンドルの著しい変形等により燃料取扱機にて取り扱いができない燃料が確認された場合は，今後本実施計画に記載した上で取り扱うこととする。

燃料取扱機を用いて取り出したハンドル変形燃料は，ハンドル変形の外観確認結果に応じて，構内用輸送容器内に予め装荷された使用済燃料収納缶（小）または使用済燃料収納缶（大）に収納し，使用済燃料共用プールへ搬出する。なお，使用済燃料収納缶（大）に収納する燃料は，使用済燃料収納缶（小）に入らない燃料を対象とする。

6.2.7.　ハンドル変形燃料の吊り上げ

ハンドル変形燃料については，事前に吊り上げ試験を実施し，吊り上げ試験の結果に応じて燃料と燃料ラックまたはがれきとの干渉を解除した状態にした後に取り出す。ハンドル変形燃料の吊り上げ荷重は，5.3.4 評価結果より，ハンドル変形の無い燃料と同様に最大１ｔとする。

6.3.　２号機における燃料の取り扱い

6.3.1.　燃料取り出し手順の概要

燃料取り扱いに支障となる干渉物を撤去した後，燃料取扱機を用いて燃料の取り出しを行う。燃料集合体は構内用輸送容器に収納し，使用済燃料共用プールへ搬出する。なお，燃料取扱機を用いて燃料の取り出しを行うにあたっては，実施体制を確立し，事前にトレーニングを行った上で対応する。

２号機における燃料取扱機の操作は，原則として遠隔操作室から遠隔操作にて行う。

6.3.2.　燃料健全性確認

図６－１５に水中カメラで撮影した２号機のプール内調査の状況を示す。これまでの調査から，プール内への瓦礫の落下等機械的健全性に影響を与えるような事象は発生しておらず，燃料被覆管は震災前の状態を保っている。

燃料取り出し作業は水中カメラにより作業状況を確認しつつ実施することとし，作業中に燃料集合体やＣＢに傷，変形，腐食等の異常が確認された場合には，必要に応じて取り出し作業を中止し，水中カメラにて傷の大きさ等について観察し健全性への影響について評価する。また，２号機ＳＦＰ内から使用済燃料共用プールに移送した後，燃料集合体は構内用輸送容器から燃料を取り出す際に，ＣＢに傷，変形，腐食等の顕著な異常がないことを確認する。

6.3.3.　取り出し後の確認

6.3.2.に示す通り，２号機ＳＦＰには事故により燃料健全性に影響する瓦礫の落下等は確認されていない。燃料取り出し作業で通常と異なる事象が発生した場合は，使用済燃料共用プールにおける長期的な健全性の確認や輸送・保管方法の検討のため，今後，別途点検を計画する。

6.3.4.　震災以前から存在する漏えい燃料等について

２号機ＳＦＰには，表６－４に示すとおり，運転中に漏えいした燃料や，過去の取り扱い中に部材の一部に変形等を生じた燃料が存在する。これらの燃料は，他の燃料と同様に震災以前は燃料取り扱い機を用いて取り扱いを行っており，他の燃料と比べて取り扱い上の相違は無い。

一方，運転中に漏えいした燃料は，被覆管の密封性が失われているため，燃料被覆管の破損を考慮した構内用輸送容器に収納する。

ワイヤ修復燃料は，外観点検等により被覆管の密封性には影響ないことが確認されているが，吊り上げ時の荷重を負担するステンレス製ワイヤが海水注水の影響を受けている可能性があるため，取り扱いについては，次項に記載する通りとする。

6.3.5.　ワイヤ修復燃料の取り扱い

6.3.5.1.　ワイヤ修復燃料の情報

ワイヤ修復燃料の情報を表６－５に示す。ワイヤ修復燃料は２号機燃料取り出しにおける取り出し対象に含まれるが，健全燃料とは異なる取り扱いを要する。

6.3.5.2.　発生原因

1981 年の定期検査中，燃料集合体を燃料取扱機により移動しラックに装填しようとしたところ，燃料つかみ具から外れ，ラック上端約 15㎝の位置からラック内に垂直に落下した。その際の衝撃により結合燃料棒（8 本）の下部端栓が折損したため，当該燃料集合体を吊り上げたところ，燃料集合体の上部支持板とチャンネルボックス及び結合燃料棒（8 本）のみが吊り上げられ，その他の燃料棒（41 本）及び下部燃料集合体支持板等はラック内に残り，燃料が上側と下側で分断した。分断のイメージを図６－１６に示す。

燃料が分断した状態では取り扱いが困難であるため，1982 年にステンレス製ワイヤ等を用いて燃料を修復，一体化したのがワイヤ修復燃料である。

6.3.5.3　修復箇所

ワイヤ修復燃料は，分断燃料上側に固定具，下側に吊り皿を取り付け，それらをワイヤで繋いで燃料集合体を一体化している。燃料上側は図６－１７のように上部固定具を取り付

け，四隅に修復用ワイヤを通しつつ，ワイヤクリップ及び固定ナットにて修復用ワイヤを固縛している。燃料下側は図６－１８のように吊り皿に修復用ワイヤを通し，ワイヤ端部を端末金具で圧着，固定し曲げ加工を加えることで，吊り皿を吊り上げられるようにしている。この吊り皿の中心に燃料の下部タイプレートがはめ込まれている。これにより，燃料集合体を一体化した状態で吊り上げられることを修復当時に確認している。

6.3.5.4.　取り扱いにおける懸念事項

修復から 40 年以上経過していること，東北地方太平洋沖地震に伴う福島第一原子力発電所事故時の対応として使用済燃料プールに海水注入を実施したことから，修復に使用したワイヤが腐食により経年劣化を起こしている可能性がある。これによりワイヤ修復燃料を取り出す際に修復箇所が破損し，再び燃料が分断する恐れがある。腐食の影響については，腐食試験によりワイヤ強度の低下はわずかで，通常燃料と同様に吊り上げ可能であることを評価している。

仮にワイヤが分断した場合，ワイヤ修復燃料を取り出す際及び移動する際に燃料上側だけが燃料取扱機に把持され，燃料下側は落下する。そのため，ワイヤ修復燃料を取り出す際及び移動する際の燃料下側の落下，それによる燃料破損のリスクを最小限に抑えられるよう，健全燃料とは異なる工法にて取り出すこととする。

6.3.5.5.　ワイヤ修復燃料取り出しの対応方針

ワイヤ修復燃料の取り出しは，初めにワイヤ修復燃料の状態を確認し，異常がなければ取り出しを実施，使用済燃料収納缶（大）（以下，「収納缶（大）」という。）に収納して共用プールに輸送する。異常がある場合は改めて取り出し方法を検討する方針とする。ワイヤ修復燃料の取り出しに伴う対応フローを図６－１９に示す。

ワイヤ修復燃料の状態を早期に確認するため，２号機燃料取り出し開始後の早い段階で吊り上げ試験を実施する。異常がない場合も，実際の取り出しについては他の燃料への影響を考慮し周囲の燃料が取り出された後に実施する。ただし，他の燃料に異常が見つかった場合などは，その燃料を最後に取り出す可能性がある。その際は，ワイヤ修復燃料の取り出し中の転倒を想定し，ワイヤ修復燃料全長が約 4.5m であることから図６－２０のようにワイヤ修復燃料を中心として半径約 4.5m の範囲の燃料が取り出された後に取り出すこととする。また，異常が見つかった燃料が半径約 4.5m の範囲内にある場合でも，ワイヤ修復燃料が転倒して衝突した場合に破損する最大 2 体分の燃料が周辺の公衆に与える放射線被ばくのリスクは十分小さい（※）ため，半径約 4.5m の範囲内の燃料が 1 体までであれば，ワイヤ修復燃料を先に取り出すことも可能とする。

※「実施計画Ⅱ章　2.11　使用済燃料プールからの燃料取り出し設備　添付資料－３－２　移送操作中の燃料集合体の落下　５．第２号機核分裂生成物の放出量及び線量の評価」を

参照。２号機使用済燃料プール内で燃料が落下し，燃料 2.3 体分が破損した場合の敷地境界外の実効線量は約 1.6×10^{-3}mSv と評価している。この評価の基である，福島第一原子力発電所原子炉設置許可申請書添付書類十に記載する燃料集合体落下事故における評価の条件は，燃料落下高さを 10m，冷却日数を原子炉停止後 1 日としており，評価結果は 6.4×10^{-2}mSv となっている。ワイヤ修復燃料が燃料ラック内に落下する場合の高さは約 6m，冷却日数は約 16000 日であり，原子炉設置許可申請書添付書類十の評価はワイヤ修復燃料が落下する場合より厳しい条件で評価している。そのため，ワイヤ修復燃料が落下した場合の敷地境界外の実効線量は 1.6×10^{-3}mSv より小さくなる。

6.3.5.6.　吊り上げ試験

(1)　概要

ワイヤ修復燃料を取り出す前に，燃料の状態を確認するため吊り上げ試験を行う。

ワイヤ修復燃料を燃料取扱機で把持し，燃料上部が燃料ラックから出てカメラで確認できる程度まで吊り上げる。この状態で一定時間保持し，燃料取扱機で検知する荷重が規定の範囲内であるかを確認する。規程の範囲内であれば，ワイヤ修復燃料は一体化した状態で吊り上げられていると判断する。荷重が規定より軽い場合は，燃料が分断している可能性が高いことから，吊り上げは不可と判断し，燃料を吊り降ろして燃料ラックに戻す。また，燃料上部のワイヤ修復箇所に異常が確認された場合も吊り上げは不可と判断し，別途取り出し方法を検討する。

吊り上げ試験の要領を表６－６に示す。

(2)　吊り上げ試験におけるリスク

ワイヤ修復燃料の取り扱いは修復箇所の劣化による燃料の分断等のリスクが想定されるため，吊り上げ試験におけるリスクを抽出し，その対策を検討する。リスク及び対策を表６－７に示す。

6.3.5.7.　落下防止工法

(1)　概要

吊り上げ試験にてワイヤ修復燃料が一体化していることを確認した場合，ワイヤ修復燃料の取り出しを行う。この時，ワイヤ修復燃料を燃料ラックから吊り上げた後，キャスクまでの移動中に燃料の分断が発生した場合に，燃料下側が燃料ラックに落下することを防ぐため，専用の落下防止工法を適用する。

図６－２１のように落下防止用カバー及び収納缶（大）仮置架台を設置する。落下防止用カバーは板状の治具であり，燃料ラックに蓋をするような形で設置する。

収納缶（大）仮置架台は燃料ラックの側面に設置し，ワイヤ修復燃料を収納するための収納缶（大）を設置する。また，図６－２２のように落下防止吊具を落下防止用カバー

上に設置する。落下防止吊具は上板と底板をワイヤで繋いだ治具であり，落下防止吊具を落下防止用カバーに設置した状態でワイヤ修復燃料を吊り上げることで，図６－２３のように上板と底板がワイヤ修復燃料に取り付けられる。収納缶（大）への収納は図６－２４のように落下防止吊具を付けたままで行う。ワイヤ修復燃料の吊り上げ中，落下防止吊具の底板が取り付けられる前に分断が発生した場合は図６－２５に示すように，燃料上側のみ受け台付収納缶（大）に収納する。燃料下側取り出し不可の場合は別途取り出し方法を検討する。

収納缶（大）は図６－２１に示す通り燃料ラック側面の収納缶（大）仮置架台に設置する。東側に通常の収納缶（大）を，西側に燃料上側のみ収納する場合の受け台付収納缶（大）を設置する。収納缶（大）の概略図を図６－２６に示す。

収納缶（大）へワイヤ修復燃料を収納後，落下防止用カバーを使用済燃料プール内の別の場所に移動させる。収納缶（大）に収納缶（大）吊具を取り付けて吊り上げ，2 体収納バスケットに取り替えた破損燃料用輸送容器 (2 体) に装填して共用プールへ移送する。2 体収納バスケットの概略図を図６－２７に示す。なお，落下防止工法で使用する落下防止用カバー及び収納缶（大）仮置架台は，燃料取扱機を用いて使用済燃料プール内に設置する。また，落下防止吊具及び収納缶（大）吊具は，燃料取扱機で取り扱う。燃料取扱機による収納缶（大）吊具の使用状態図を図６－２８に示す。なお，落下防止工法用機器及び吊具は，ワイヤ修復燃料取り出しを実施する際一時的に設置及び使用するものである。

(2)　落下防止工法におけるリスク

吊り上げ試験と同様に，落下防止工法におけるリスクを抽出し，その対策を検討する。リスク及び対策を表６－８に示す。

6.3.5.8.　取り出し後

共用プールへ移送した後，収納缶（大）ごとワイヤ修復燃料を取り出し，共用プールの使用済燃料貯蔵ラック（25 体）に収納する。

6.4.　破損燃料を使用済燃料共用プールへ受け入れた場合の放射線被ばく影響

ここでは，被覆管が損傷した燃料が使用済燃料共用プールへ搬入された場合の放射線被ばくについて記載する。

6.4.1.　液相

使用済燃料共用プールへ搬入された燃料の被覆管に損傷があった場合には，水溶性の核分裂生成物がＳＦＰ内に溶出する。また，構内輸送容器の搬入によりＳＦＰ内の放射性物質が使用済燃料共用プールへ持ち込まれる。しかしながら，水溶性の核分裂生成物及び放

射性物質は使用済燃料共用プール冷却浄化系により除去されるため，構内輸送容器の蓋開放後に使用済燃料共用プール水面上で線量率が一時的に上昇する場合でも，時間の経過とともに線量率は低下する。なお，使用済燃料共用プール冷却浄化系の浄化性能を図６－２９に示す。放射能濃度を１／１０にするために有する時間は，約２４時間程度（２系統運転時）と評価している。

仮に使用済燃料共用プール水面上での線量率が予想より高くなったとしても，エリア放射線モニタで検知でき，検知した場合は退避し，線量率が十分下がった後に作業を再開する運用により放射線業務従事者の放射線被ばくを低く抑えることが可能である。

6.4.2.　気相

ＳＦＰに保管されている燃料の被覆管に損傷があった場合，気体の核分裂生成物は既にＳＦＰ内で十分放出されているものと考えられる。このため，使用済燃料共用プールで放出される可能性は低く，気相に起因する被ばく影響はないものと考えられる。

表６－１　４号機ＳＦＰ内で確認されたがれき

名称	数量	備考
作業台車用階段	１個	約 2000mm×600mm×1000mm，約 200kg
デッキプレート	２枚	約 10000mm×600mm×50mm，約 200kg 約 300mm×600mm×50mm，約 6kg
手摺りプレート	６枚	約 2500mm×800mm×2mm（最大），約 20kg（最大）
足場板	１枚	約 1500mm×50mm×200mm，約 10kg
コンクリートがれき	－	約 0～400mm 程度（最大），約 10kg（最大）
その他	－	燃料取り出しに影響のある照明等の単品落下物

表６－２　クレーン又は天井クレーンでの燃料取り扱いに関する安全対策

安全対策	構造概要
動力源喪失時の保持機能	巻上装置は手動チェーンブロックとする。 クレーン主巻フックは電源断時においても保持する構造となっている
吊り具の二重化	二重のワイヤロープで燃料集合体を保持する構造とする（クレーンの主巻フックを使用）
外れ防止	フックは外れ止め装置を有する把持具構造とする
過荷重防止	荷重計により荷重の監視を行う 燃料集合体ＵＴＰに作用する吊上げ荷重は 1t までとする 巻上装置は手動とし，荷重を監視しながら巻上げる
臨界防止	燃料集合体を１体ずつ取り扱う把持具構造とする
遮へい	吊り上げ設備には，吊り上げ上限以上への吊り上げを阻止するロック機構を有する構造とする

表６－３　３号機ＳＦＰに震災以前から存在する漏えい燃料等

状態	数量	概要
漏えい燃料	１体	シッピング検査により漏えいを確認
スペーサー部損傷	２体	第４，５ スペーサがコーナー部で切損、第３ スペーサは同じコーナー部で下方に傾いた状態
		第１ スペーサコーナー部の溶接個所がはずれて少し変形 ＣＢが装着されていない
スペーサずれ	１体	第２スペーサが第１スペーサ位置までずれた状態

表６－４　２号機ＳＦＰに震災以前から存在する漏えい燃料等

状態	数量	概要
漏えい燃料	１体	シッピング検査により漏えいを確認
下部タイプレート変形燃料	１体	下部タイプレート側面の部材（フィンガースプリング）が変形した状態
ワイヤ修復燃料	１体	結合燃料棒（８本）の下部端栓の折損により吊り上げ不可となったため、ワイヤで燃料を一体化して修復している状態

表６－５　ワイヤ修復燃料の情報

燃料タイプ	７×７燃料
燃料棒数	49 本
燃焼度	24.5GWd/t
損傷時期	1981 年 9 月 25 日
被覆管の状態	密封性有（外観検査，水シッピング検査により確認）
チャンネルボックス	なし※

※２号機使用済燃料プールに貯蔵されている他の燃料は全てチャンネルボックスが付いている。

表６－６　吊り上げ試験要領

No.	ステップ	手順
1	事前準備	カメラまたは水中 ROV を準備する
2	外観確認	カメラまたは水中 ROV でワイヤ修復燃料上部の状態を確認する
3	燃料吊り上げ（１回目）	燃料取扱機を操作し，ワイヤ修復燃料のハンドルを燃料把握機でつかむ
		微速で吊り上げ高さ約 30mm まで吊り上げ，約 2 分間保持する
		荷重が規定値であることを確認後，微速で燃料を着底させる
	判定基準	・燃料上部のみが燃料本体から吊り上がらないこと ・ワイヤ修復燃料の水中重量 [redacted]（推定）に対し，荷重計（精度定格荷重 1t に対して±5%）の指示値が [redacted]の範囲内であること ・吊り上げ保持中に±10kg 以上の指示値の変動がないこと
4	燃料吊り上げ（２回目）	１回目と同様に燃料を吊り上げ，吊り上げ高さ約 30mm で約 2 分間保持する
		微速で燃料をさらに吊り上げ，吊り上げ高さ約 150mm で約 10 分間保持する
		荷重が規定値であることを確認後，微速で燃料を着底させる
	判定基準	・燃料上部のみが燃料本体から吊り上がらないこと ・ワイヤ修復燃料の水中重量 [redacted]（推定）に対し，荷重計（精度定格荷重 1t に対して±5%）の指示値が [redacted]の範囲内であること ・吊り上げ保持中に±10kg 以上の指示値の変動がないこと
5	外観検査	カメラまたは水中 ROV でワイヤ修復燃料上部の状態を確認する
	判定基準	・上部固定具に破損等の異常が見られないこと ・燃料上部の位置が吊り上げ前より高い位置にないこと （燃料ラックの部材との位置関係より判定する） 吊り上げ前と大きな変化が無ければ吊り上げ可とする
6	終了	燃料取扱機を退避する

表６－７　吊り上げ試験時のリスク及び対策

吊り上げ試験時のリスク	対策
・燃料吊り上げ時に分断が発生し，燃料下側が落下して燃料が破損する	・燃料集合体落下時の被覆管変形の評価を参考に，吊り上げ時の高さは 30㎜・150㎜ に制限する ・万一燃料下側が落下した場合，健全燃料取り出し時と同様に吊り上げたと仮定すると，最大高さ約 6m から結合燃料棒以外の燃料棒（41/49 本≒0.9 体）が落下して破損する可能性があるが，6.3.5.5.項に記載する通り，燃料集合体 2.3 体が破損した場合でも敷地境界外の実効線量は約 1.6×10^{-3}mSv であり，周辺の公衆に与える放射線被ばくのリスクは十分小さい
・燃料吊り上げ時に分断が発生し，燃料上側が持ち上がり戻せなくなる	・燃料下部端栓が燃料最下部のスペーサから抜けなければ，燃料上側を戻すことが可能。燃料下部端栓と最下部スペーサの距離は約 [redacted] であるため，吊り上げ時の高さは 30㎜・150㎜ とする
・ワイヤ修復燃料が燃料ラック内と干渉し吊り上げられない	・吊り上げ不可と判断し，別途取り出し方法を検討する

表６－８　落下防止工法のリスク及び対策

落下防止工法のリスク	対策
・燃料移動中に分断が発生し，燃料下側が落下して落下防止吊具が支えきれず落下防止用カバーに衝突する	・落下防止吊具で燃料下側の落下を受け止められるよう，分断時の落下距離（燃料下側と吊具底板との距離）を約 100㎜ に設定する。本条件でモックアップを行い，問題なく燃料を受け止められることを確認済み
・燃料移動中に分断が発生し，落下防止吊具底板がワイヤ修復燃料の下側に位置しない状態で燃料下側が落下して落下防止用カバーに衝突する	・燃料移動時はカメラで確認しながら慎重に移動する。気中モックアップにより移動時の挙動を確認済みで，今後水中モックアップを実施する ・落下防止吊具上板と底板を繋ぐ吊りワイヤは，上板及び底板との接続部が約 90° 回転する構造であり，かつバネが組み込まれている。これによりワイヤ修復燃料を吊り上げることで吊りワイヤはある程度垂直に矯正され，燃料の移動に追従する



図６－１　４号機ＳＦＰ内の状況（その１）

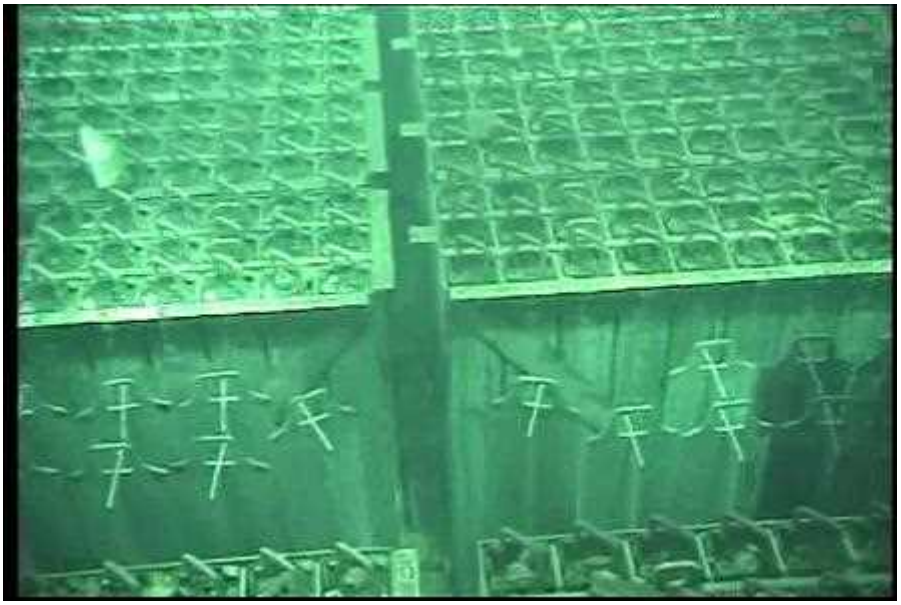


図６－２　４号機ＳＦＰ内の状況（その２）

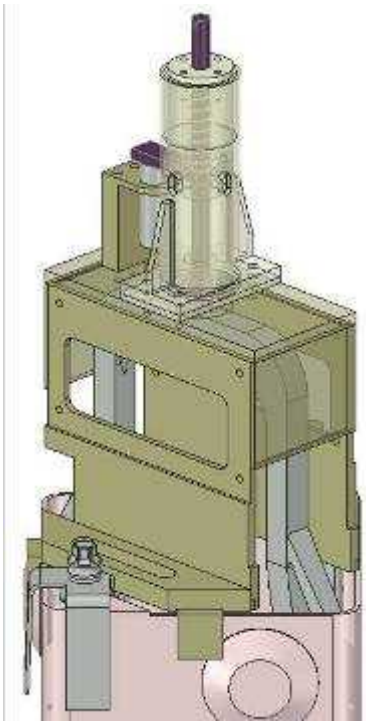


図６－３　燃料健全性確認用治具（概念図）：高燃焼度８×８燃料用

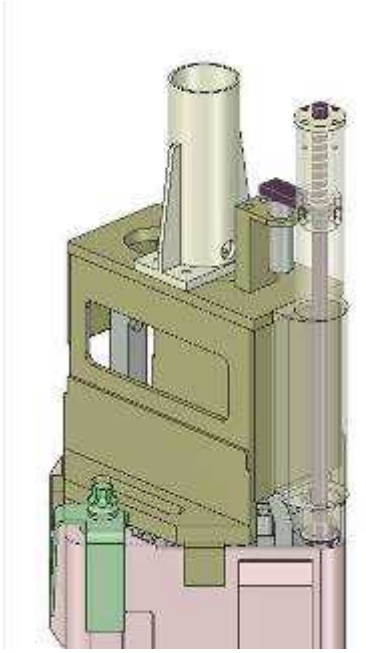


図６－４　燃料健全性確認用治具（概念図）：９×９燃料（Ｂ型）用

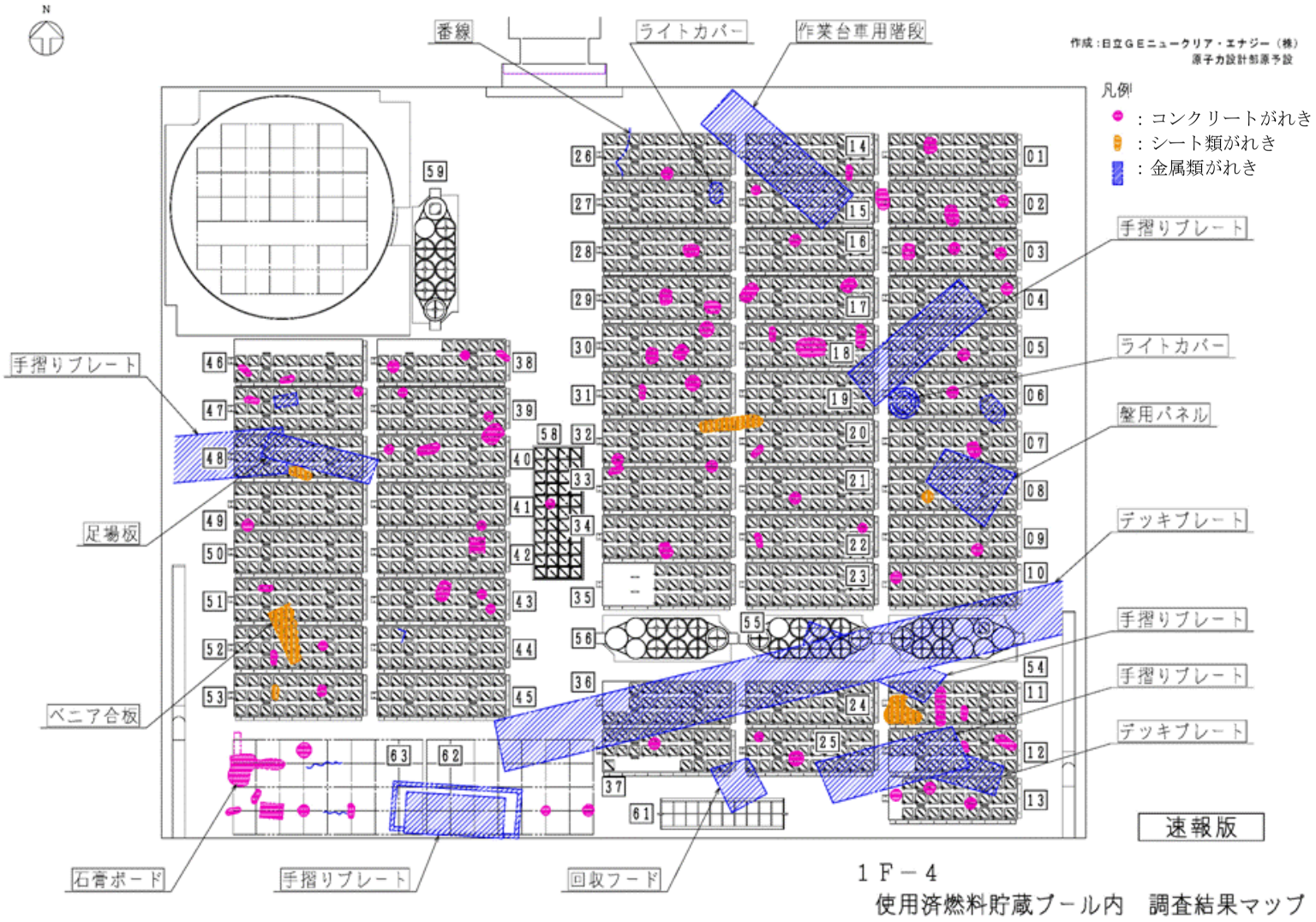
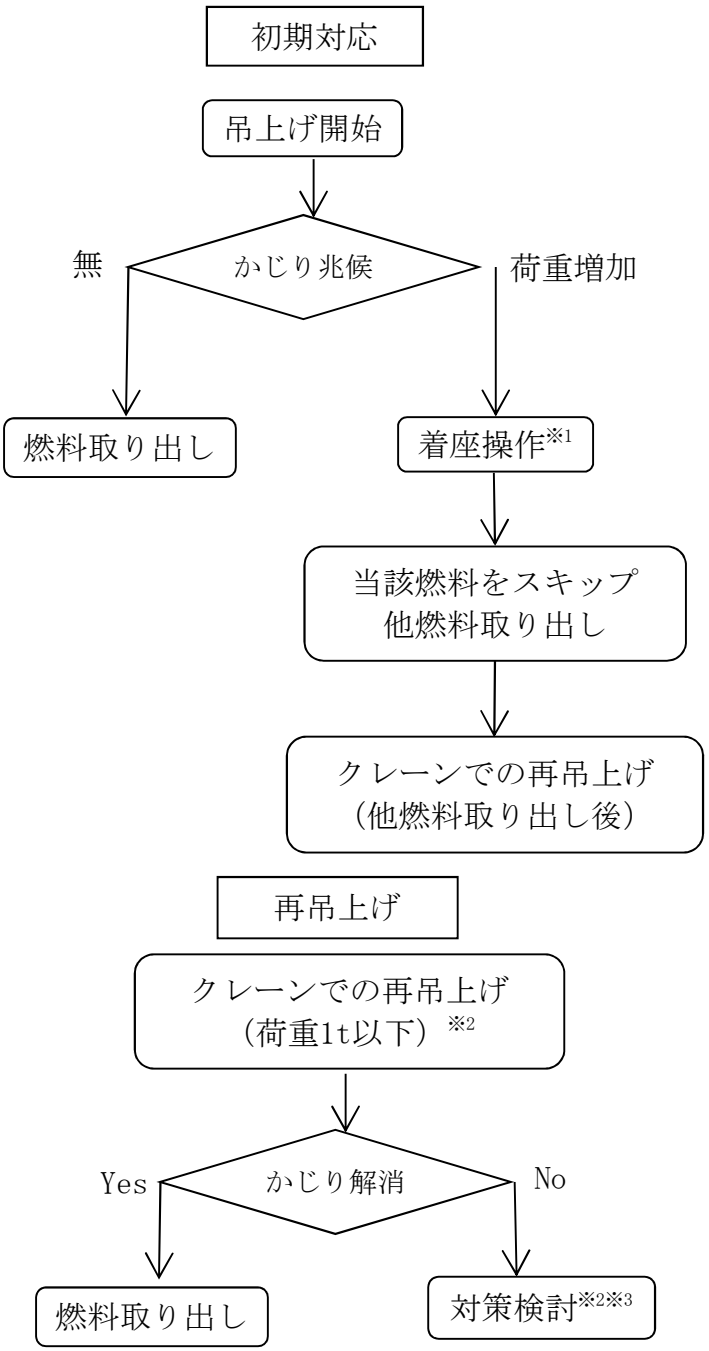


図６－５　４号機ＳＦＰ内がれきマップ



※1　燃料取扱機での燃料取り出し中に固着により吊上げ/着座操作ができなくなった場合，その位置でクレーンに吊替える。

※2　必要に応じてファイバースコープ等による固着状況の調査・がれきの除去等を実施。

※3　燃料の落下防止のため必要に応じて落下防止治具を設置。固着した状態が長期間に亘ると判断される場合には，燃料集合体を安定した状態で保持。

図６－６　固着発生時の対応フロー

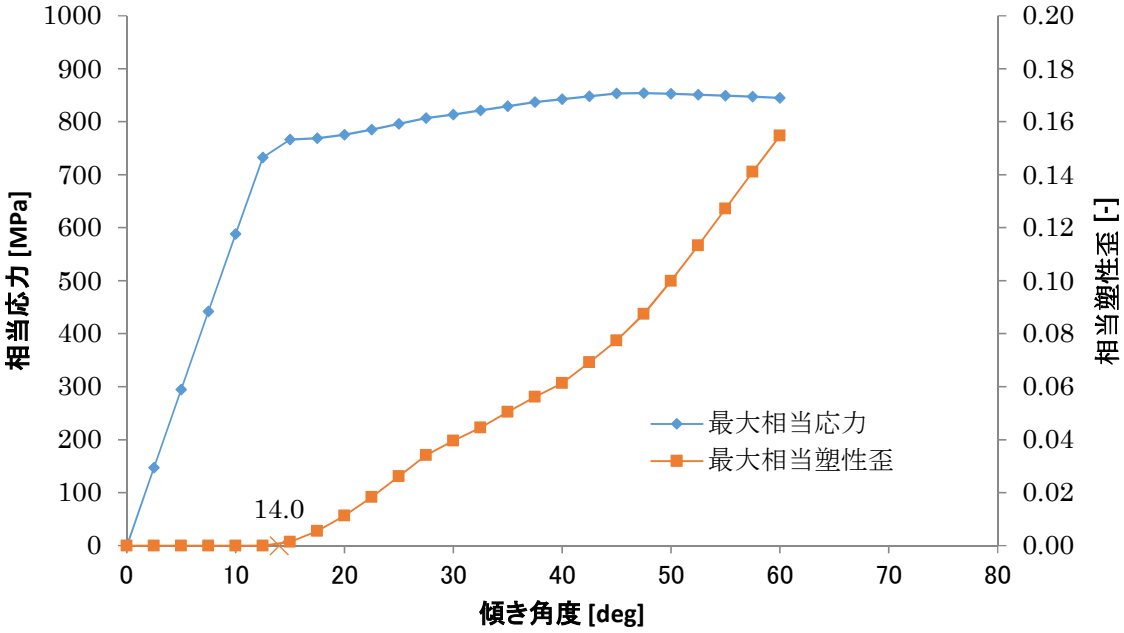


図６－７　ＬＴＰと燃料棒との嵌合部傾き角度－発生応力及び塑性歪

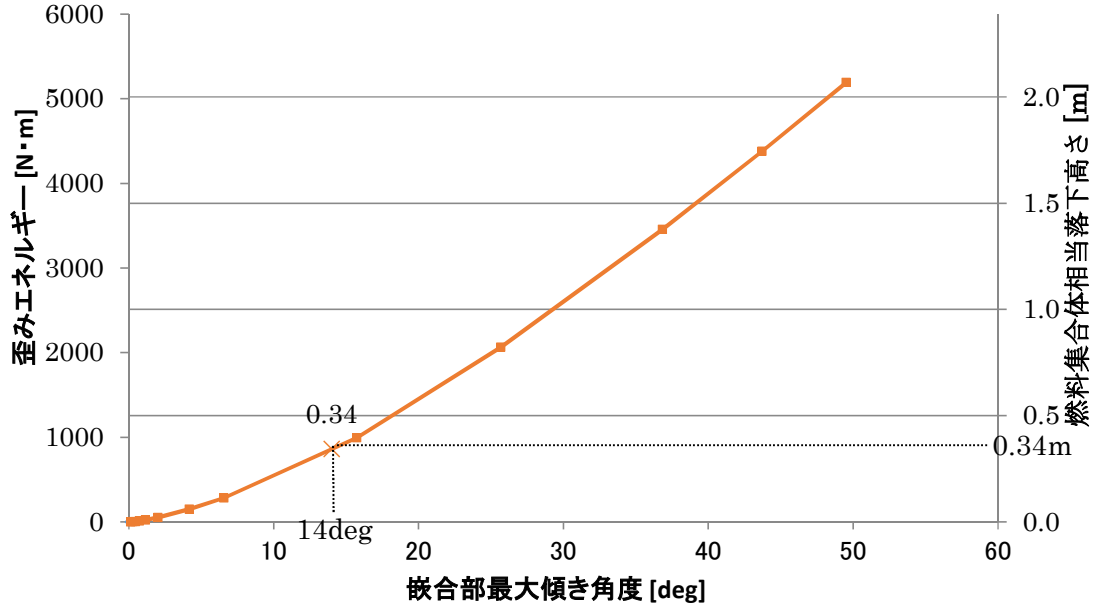


図６－８　ＬＴＰと燃料棒との嵌合部最大傾き角度－歪みエネルギー及び落下高さ

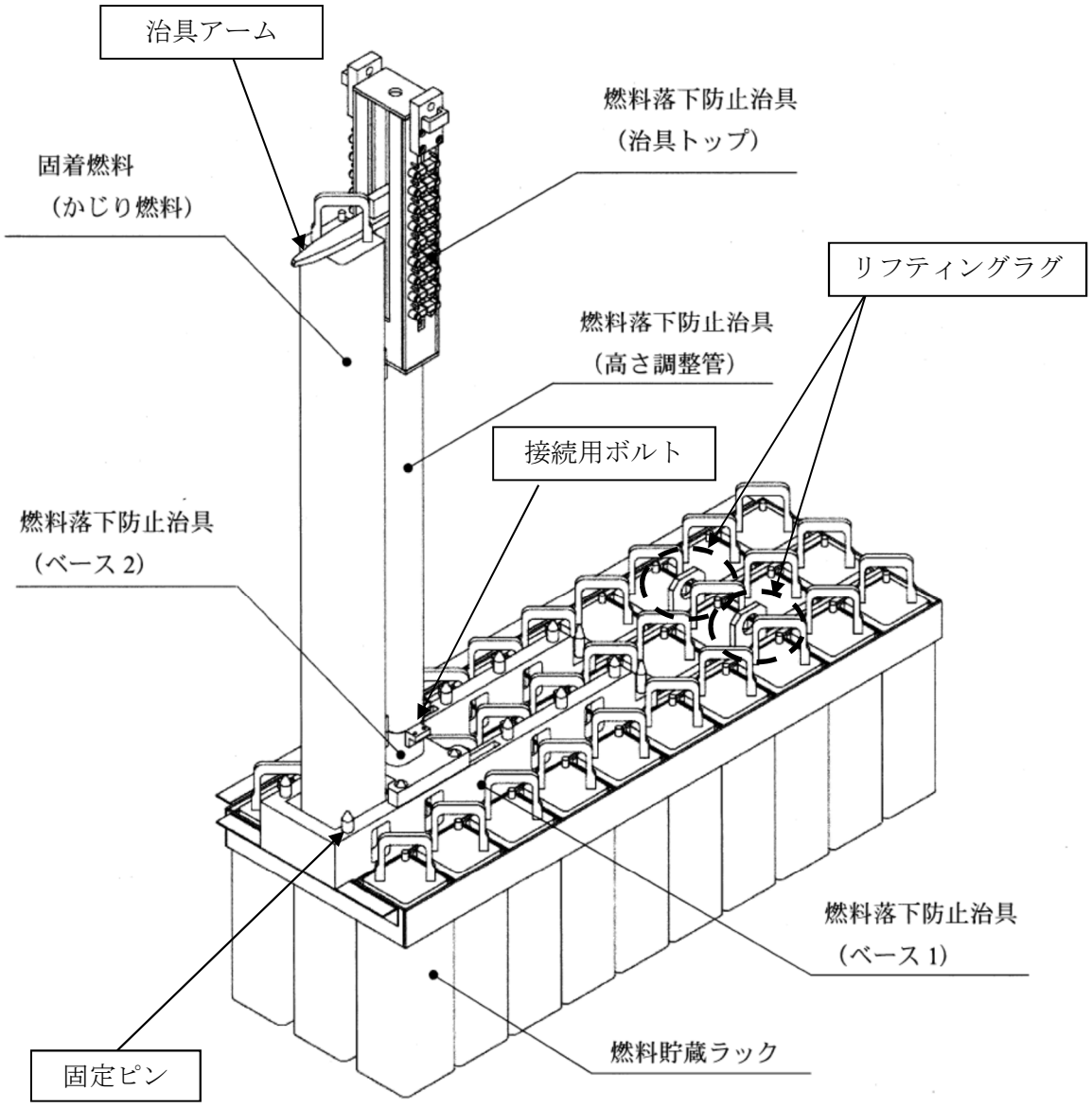


図６－９　落下防止治具概念図

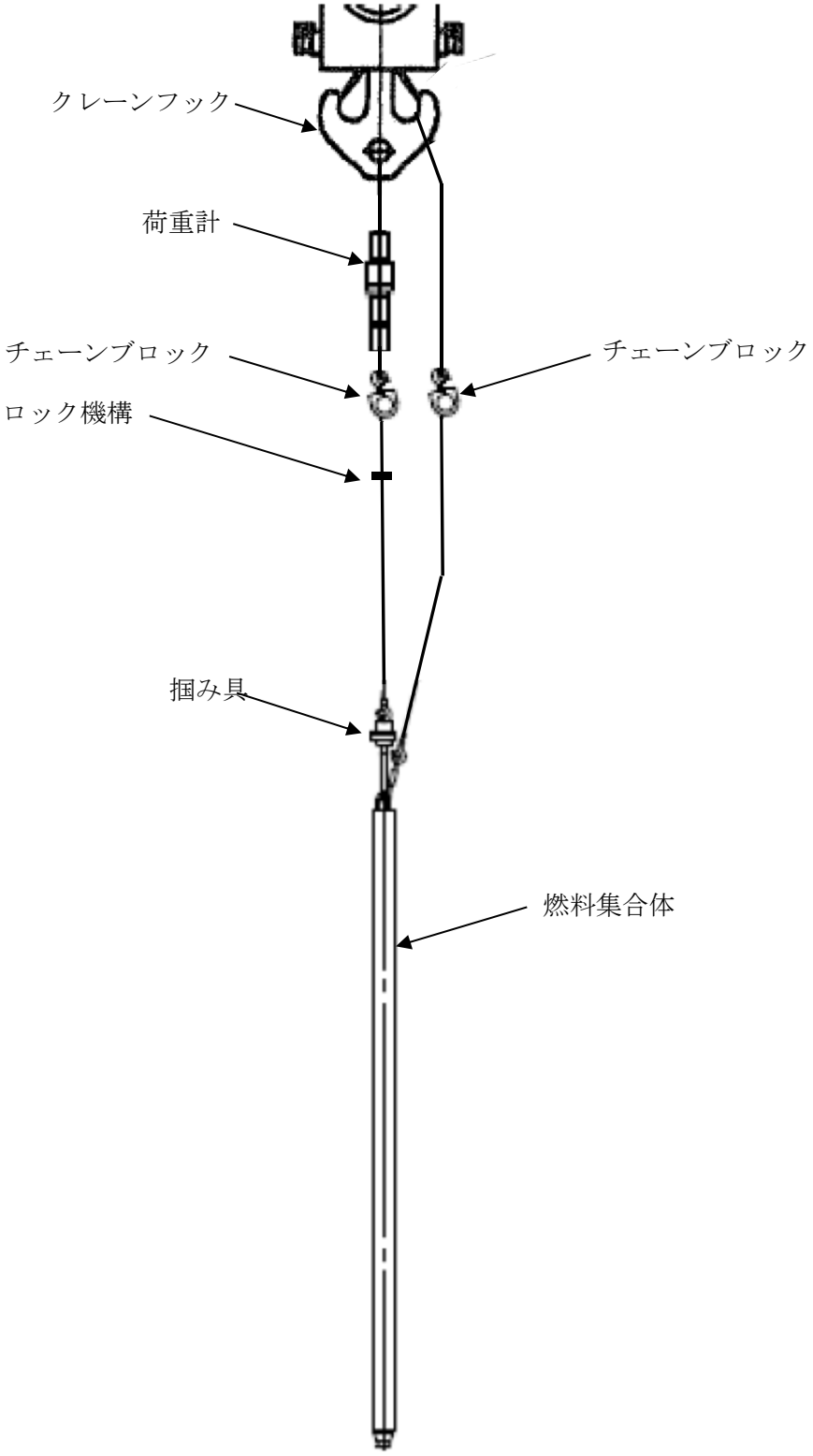


図６－１０　クレーンを用いた燃料集合体の取り扱い（概念図）

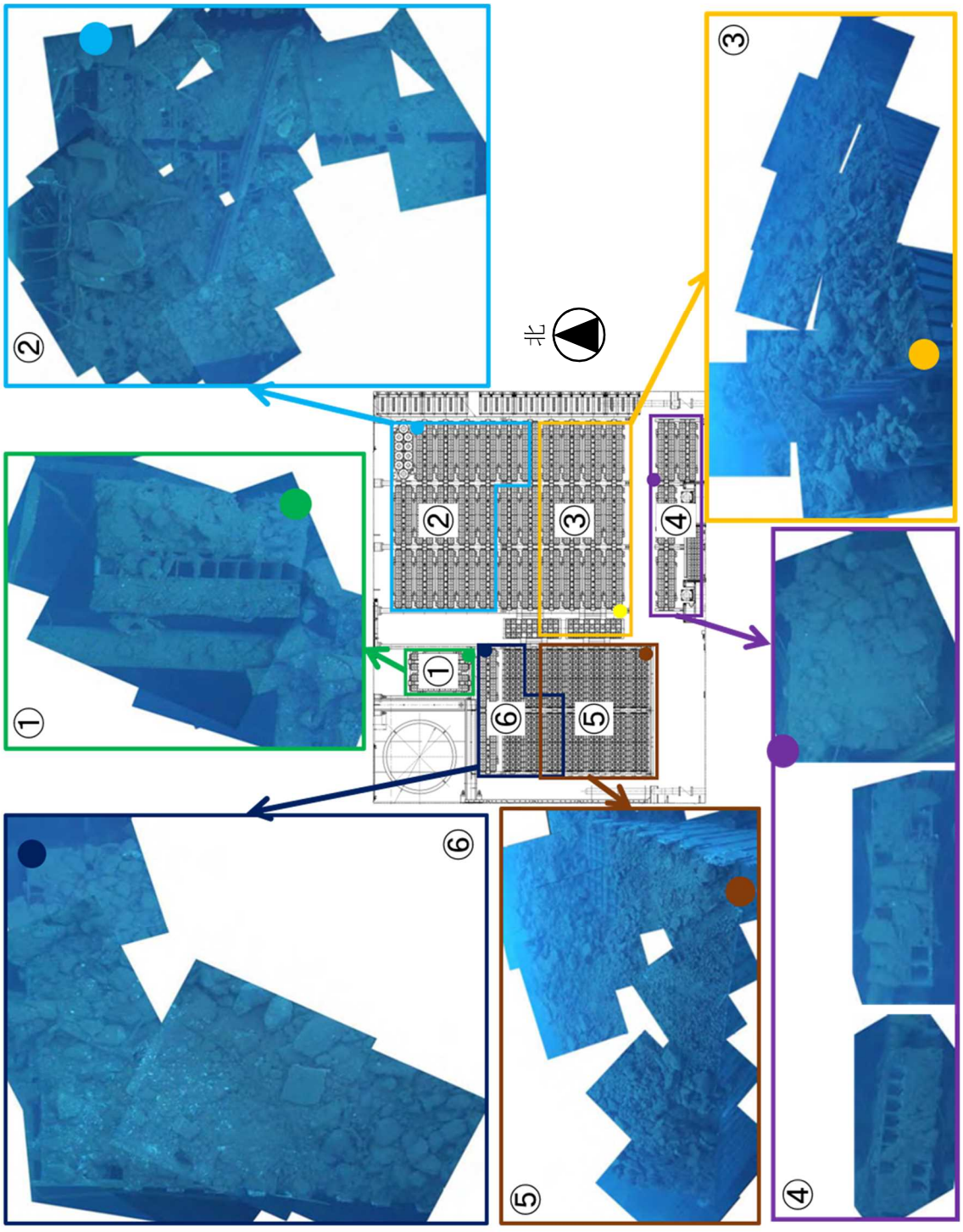
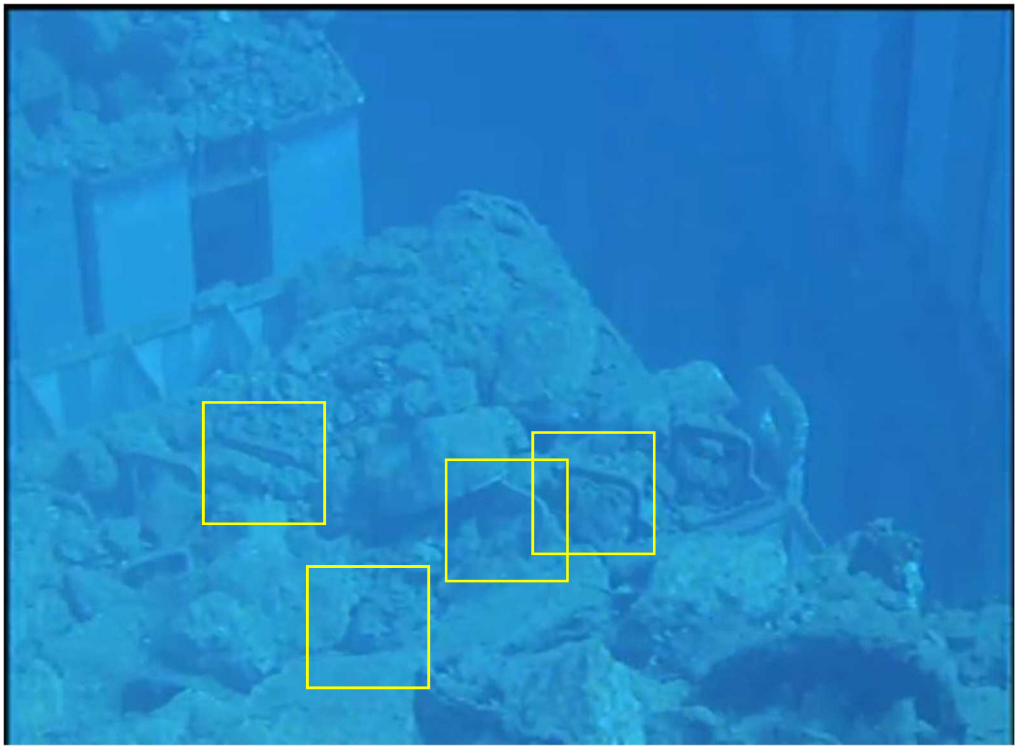
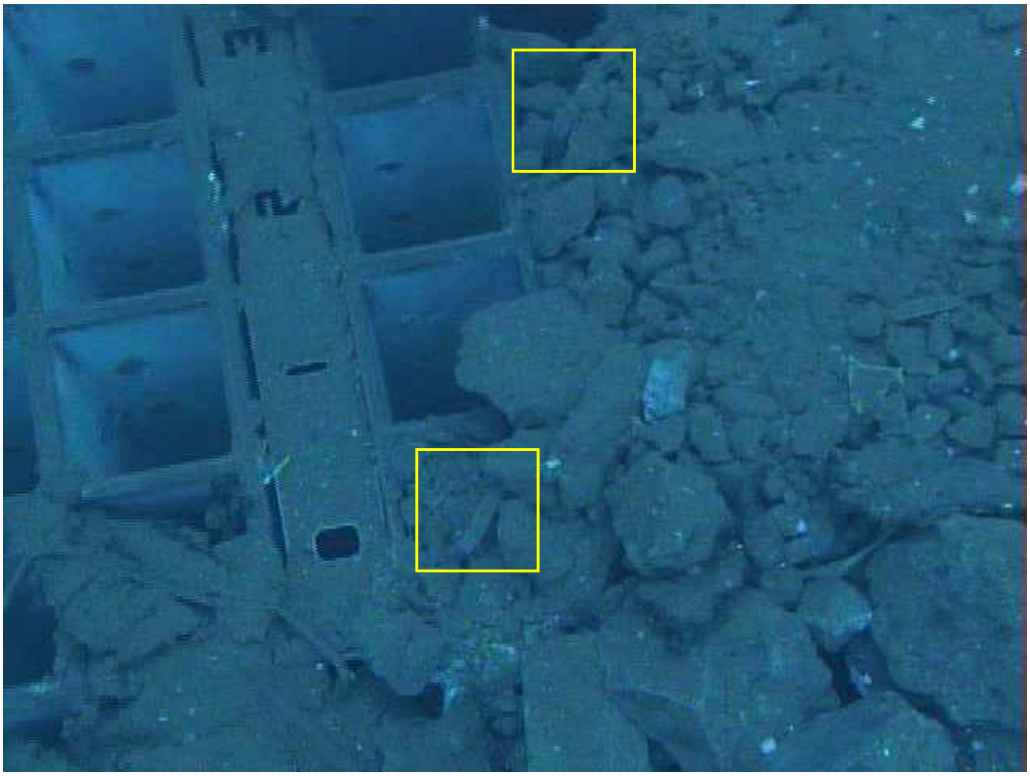


図６－１１　３号機ＳＦＰ内の状況（大型のがれき撤去後）



FHM 落下箇所



CUW ハッチ落下箇所

図６－１２　ハンドル部の変形が認められる燃料（３号機）

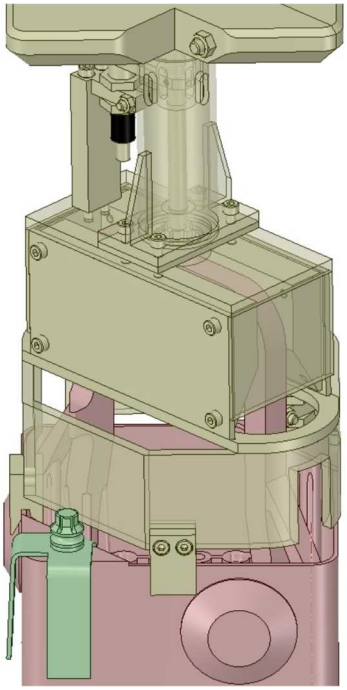
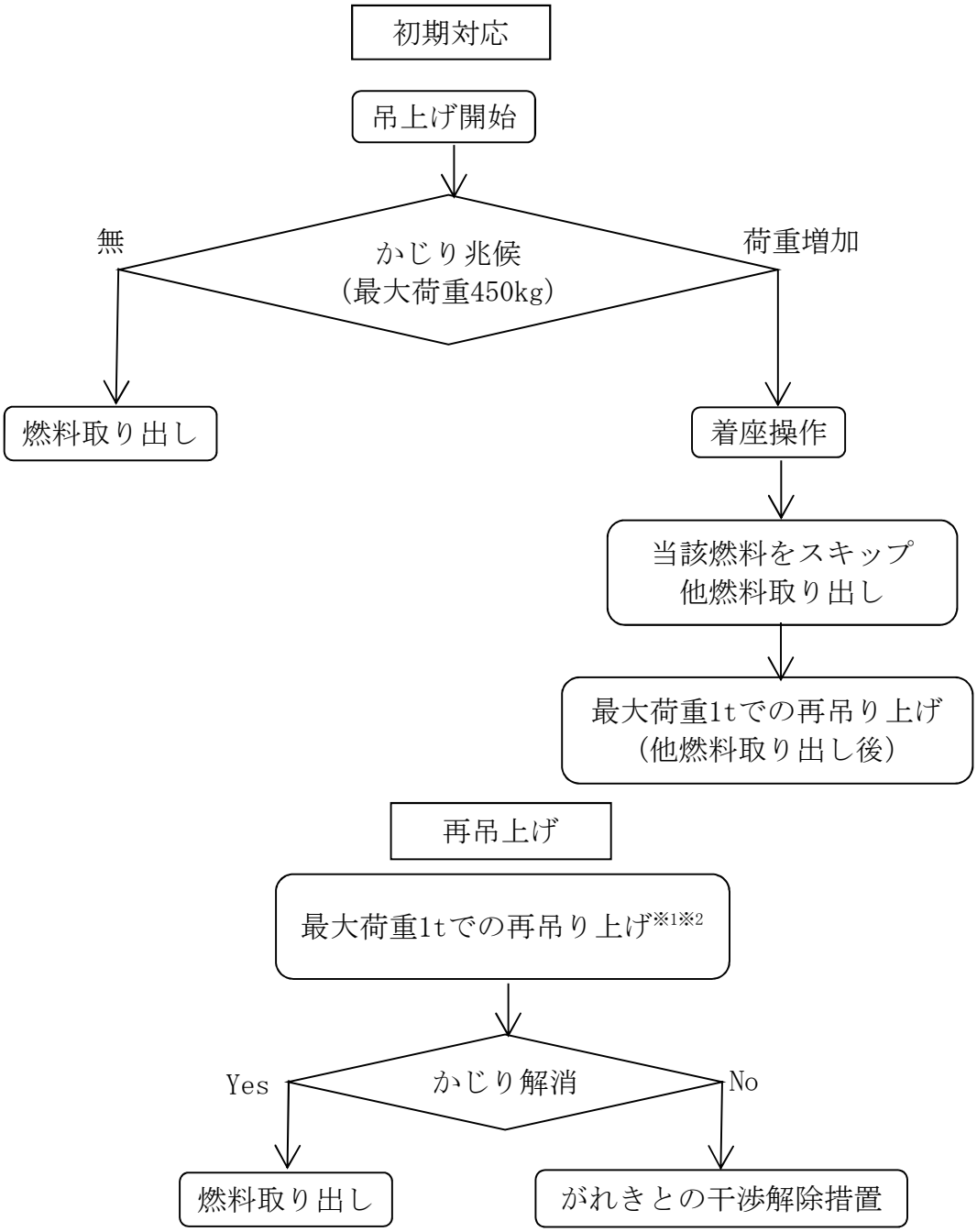


図６－１３　燃料健全性確認用治具（概念図）



※1　必要に応じて固着状況の調査及びがれきとの干渉解除措置を行う。
※2　チャンネルファスナが燃料ラックから抜ける範囲まで。

図６－１４　固着発生時の対応フロー（３号機）





燃料ハンドルの様子

図６－１５　２号機ＳＦＰ内の状況

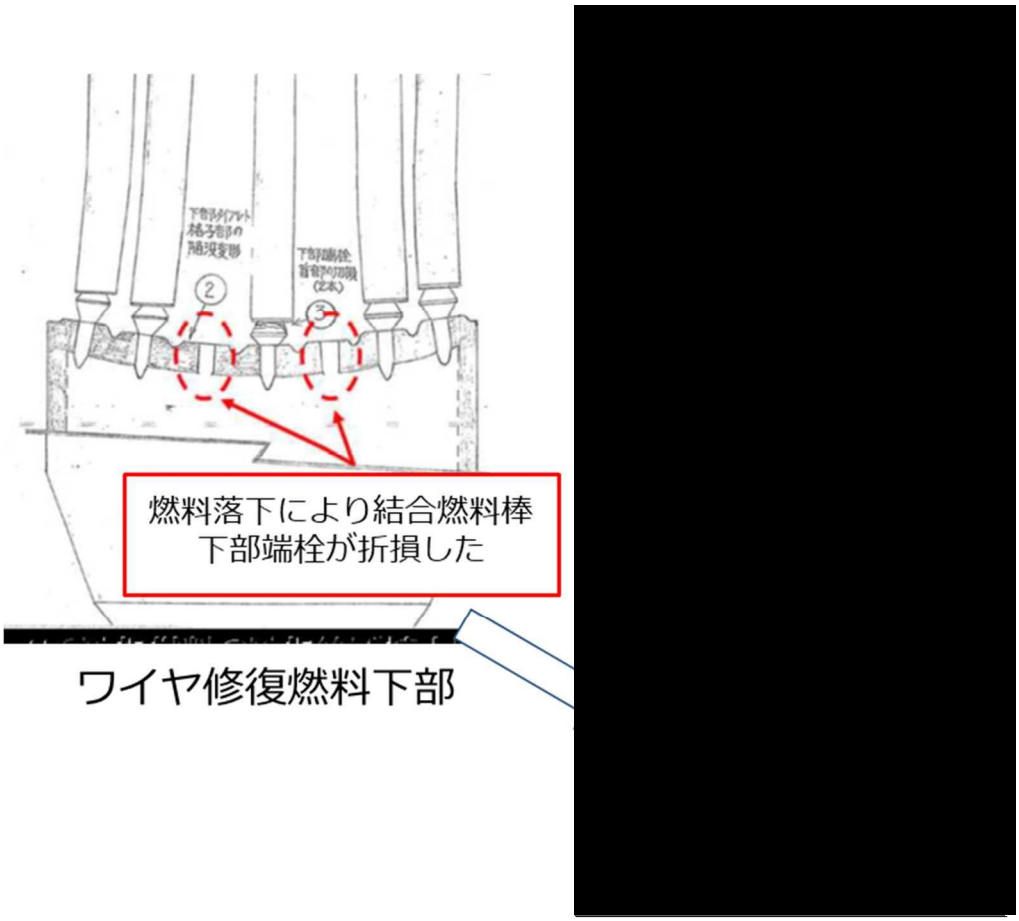


図６－１６　ワイヤ修復燃料の分断イメージ

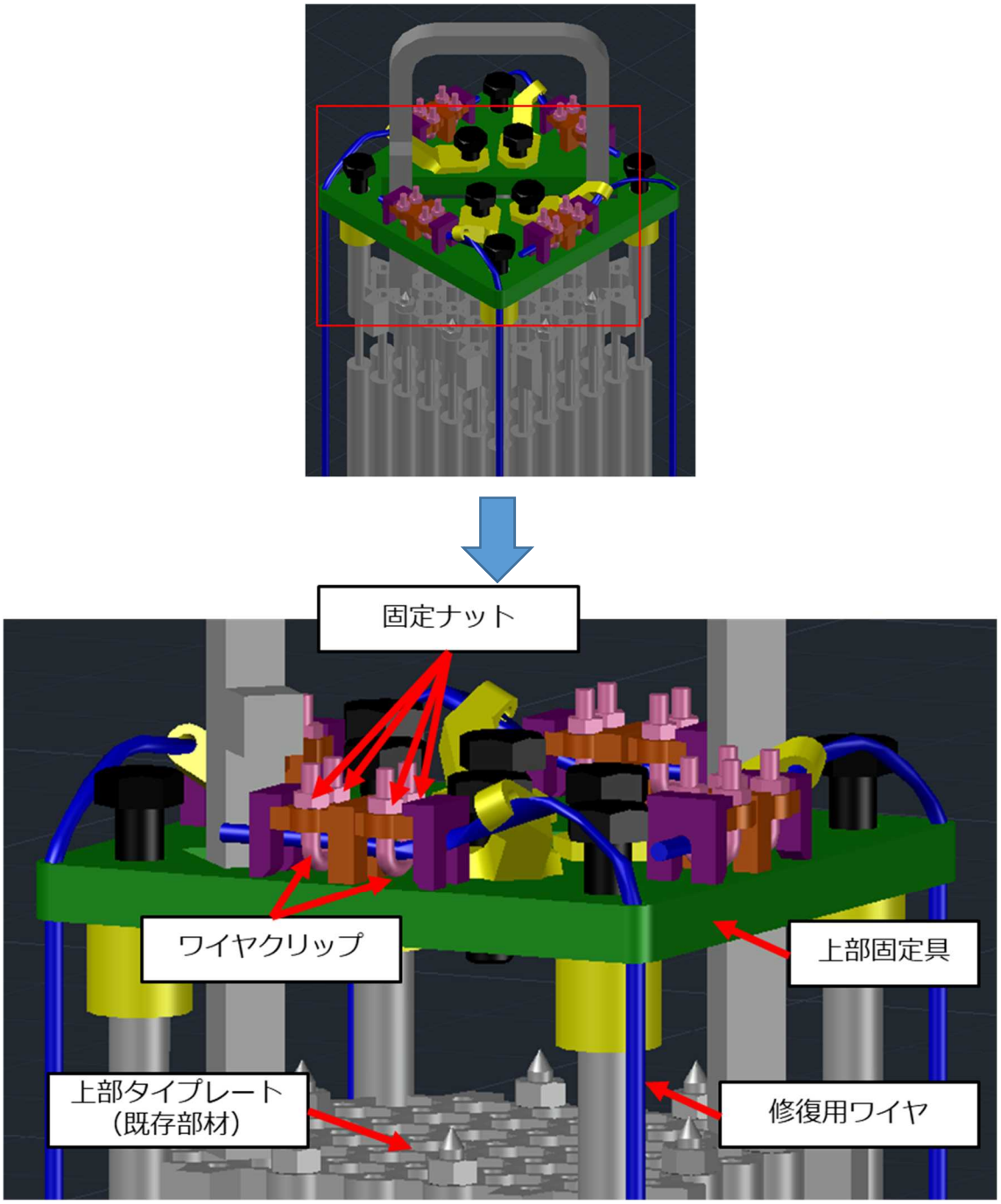


図６－１７　ワイヤ修復燃料　上部拡大イメージ

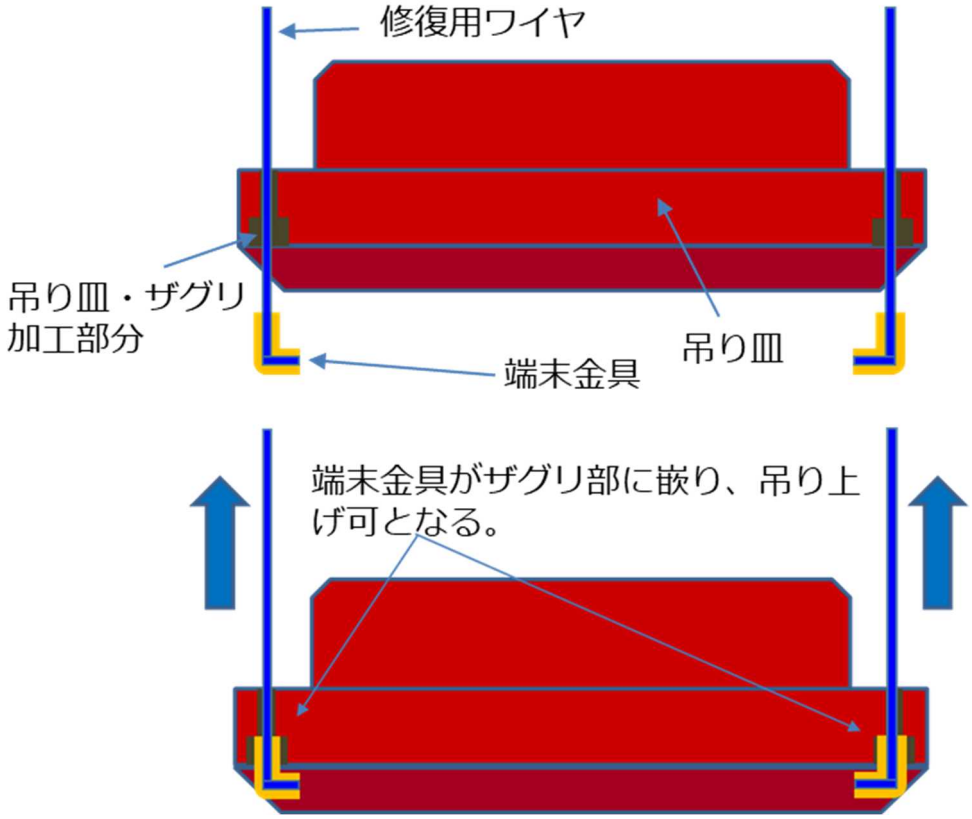
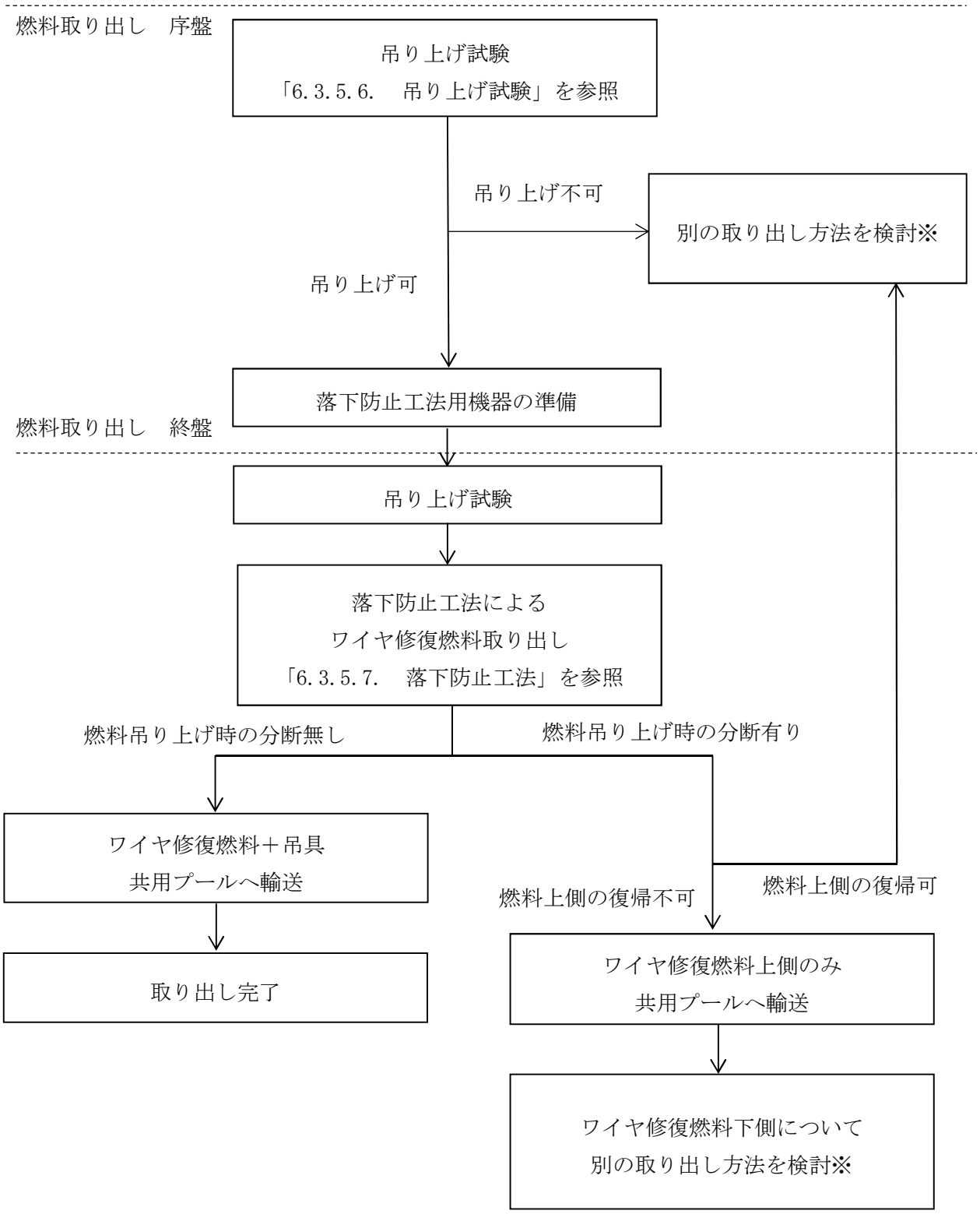


図６－１８　ワイヤ修復燃料　下部吊り皿イメージ



※別の取り出し方法を実施する場合，改めて実施計画変更を行う。

図６－１９　ワイヤ修復燃料取り出しの対応フロー

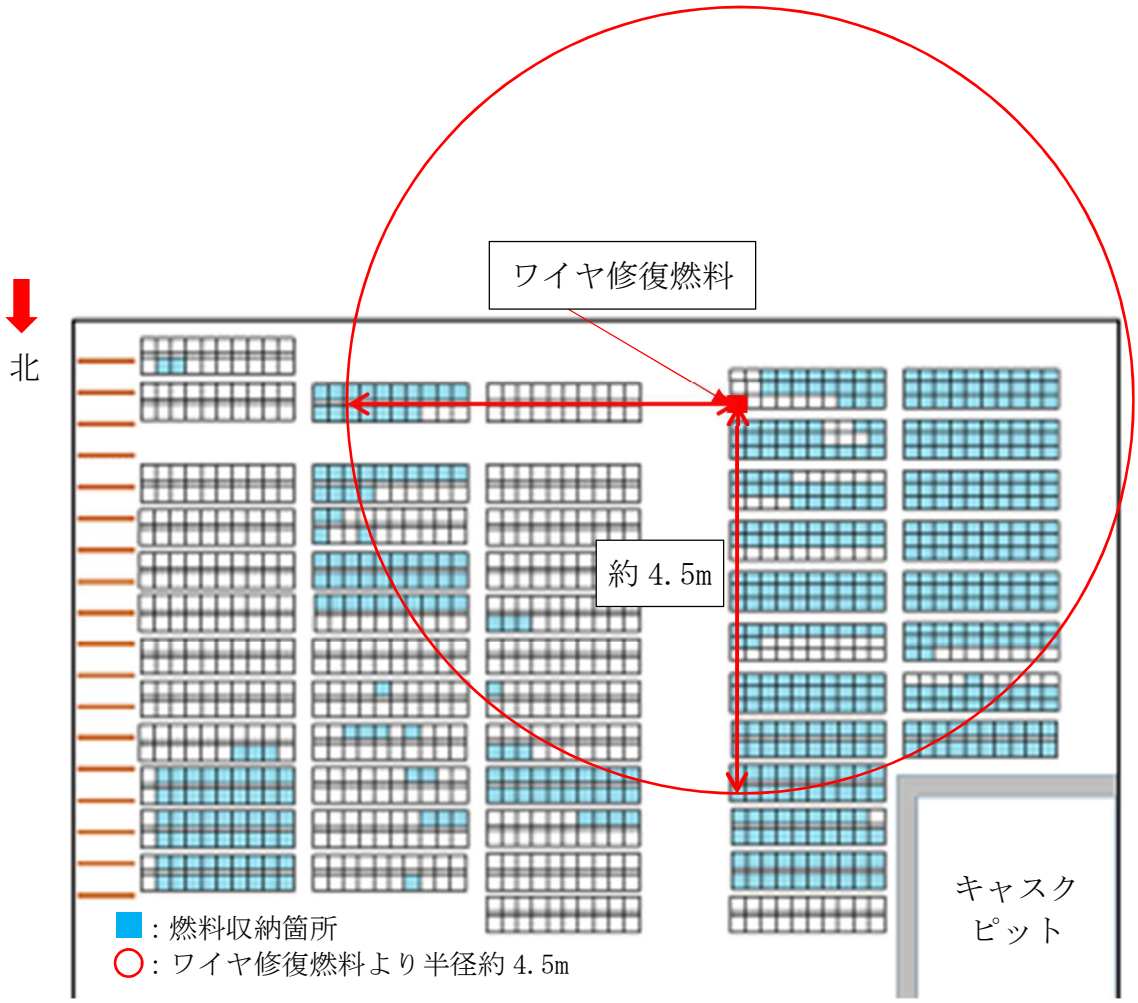
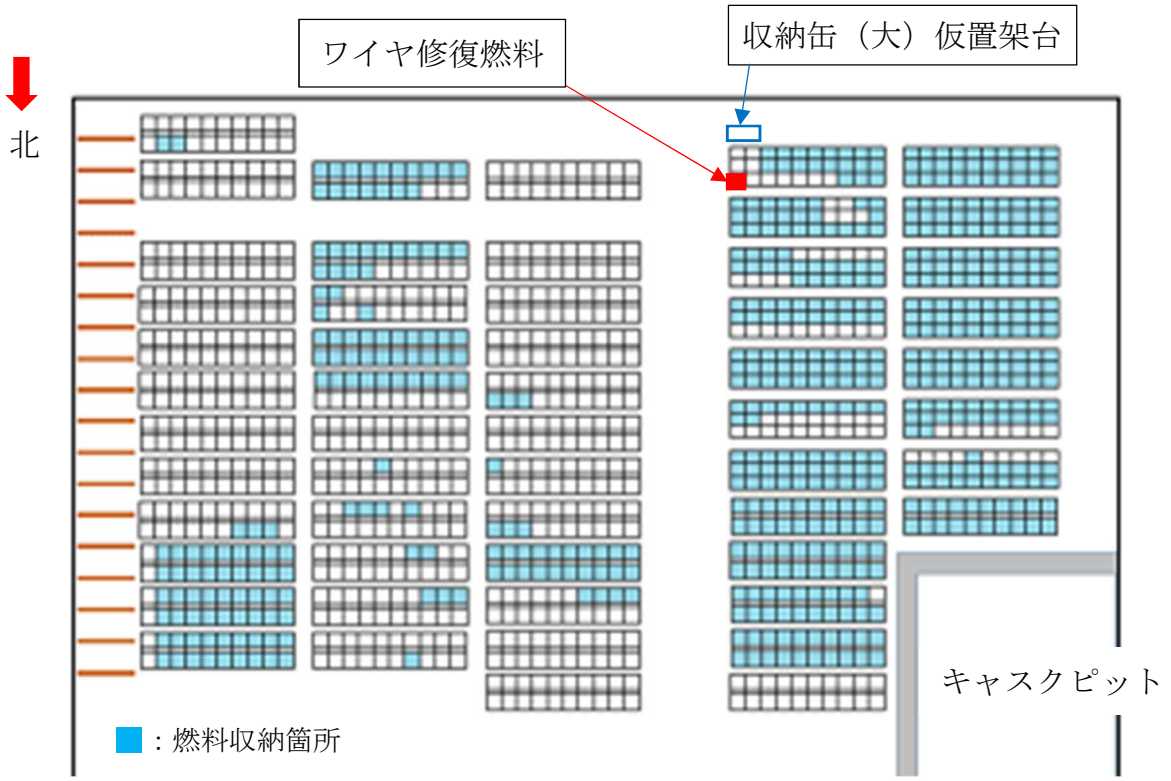
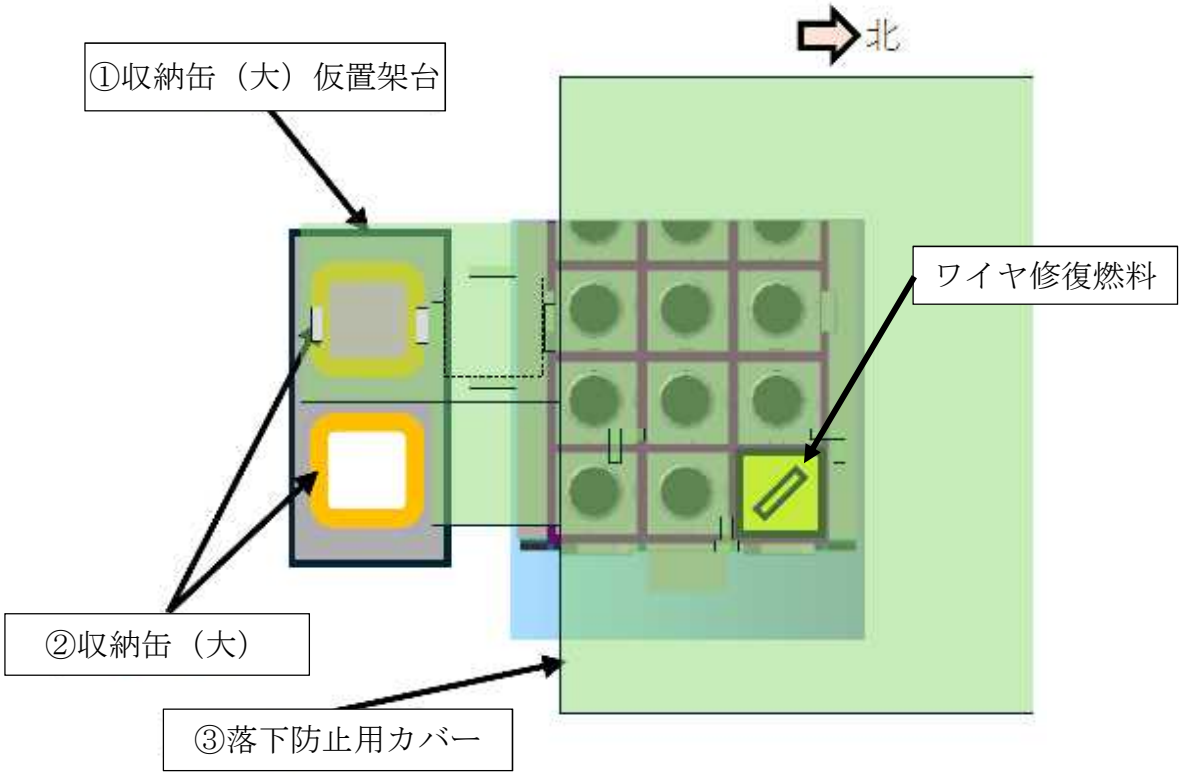


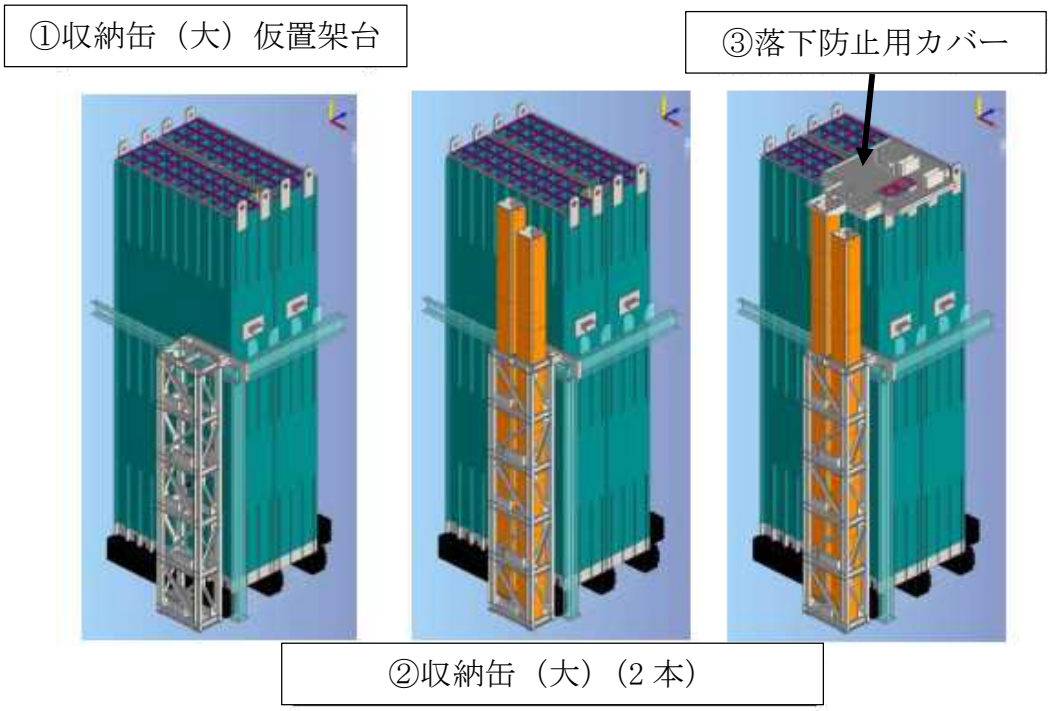
図６－２０　使用済燃料プール内におけるワイヤ修復燃料から半径約 4.5m の範囲



（ａ） ２号機使用済燃料プール内配置図

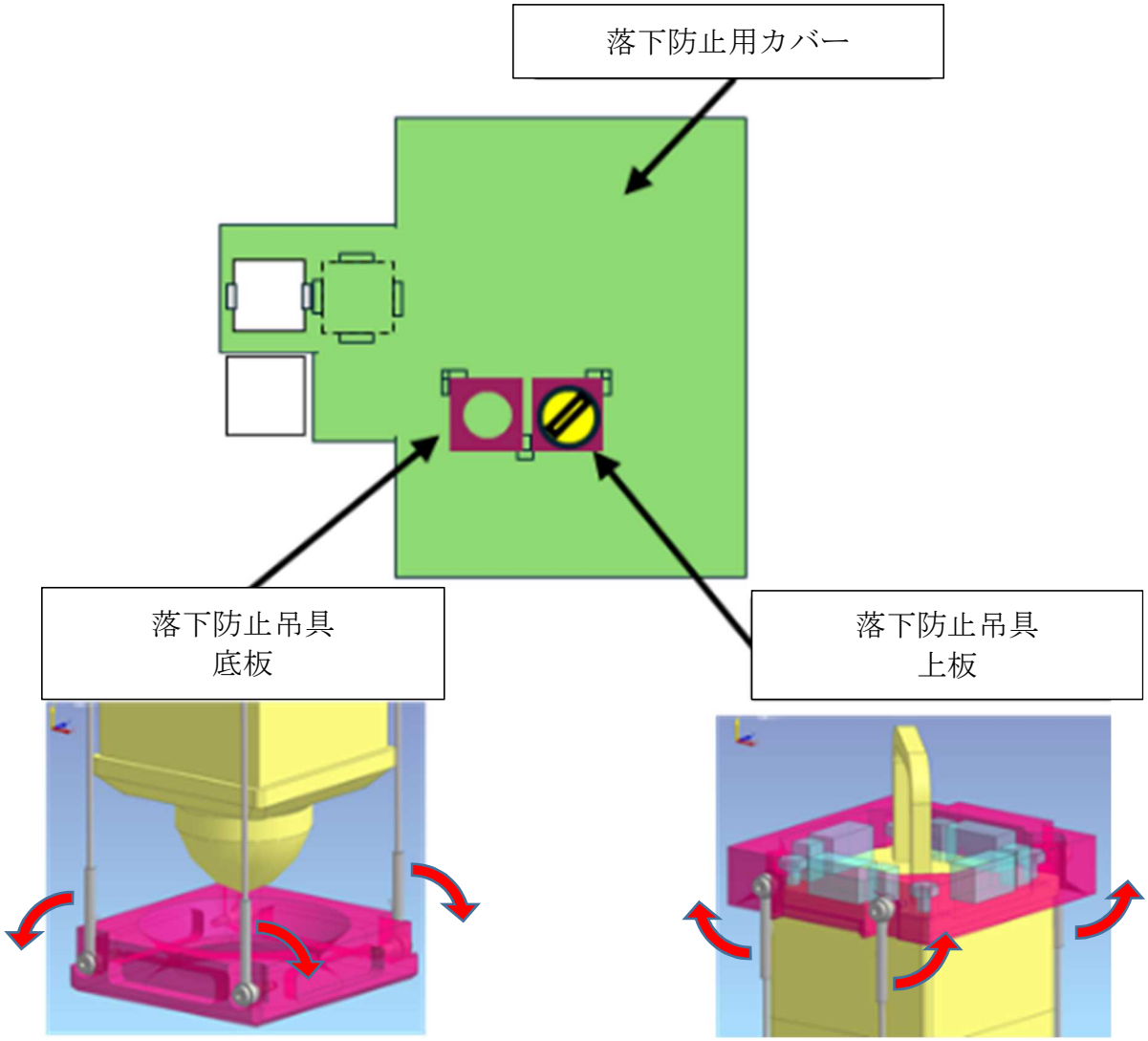


（ｂ）燃料ラックを上から見た図



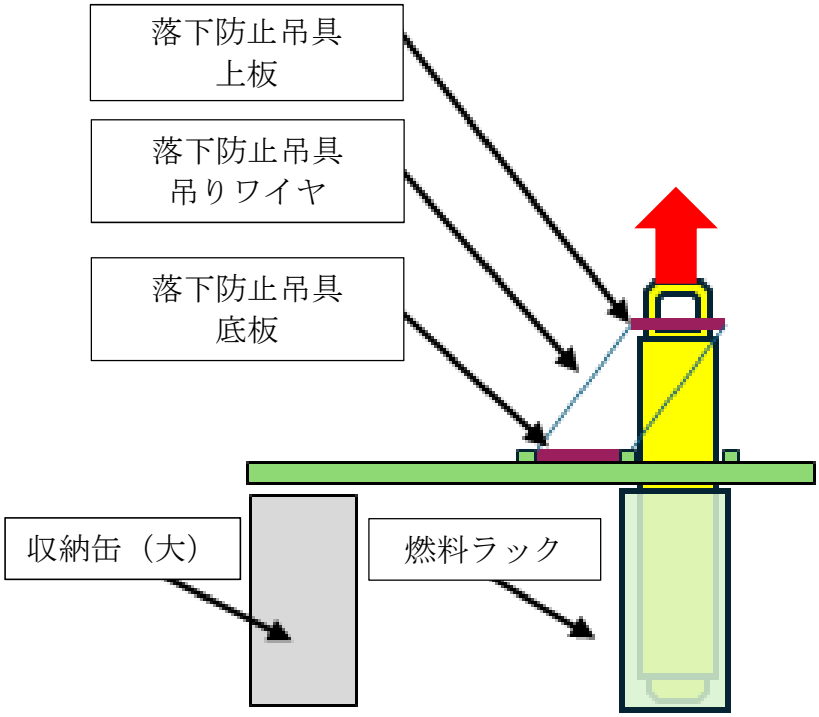
（ｃ）燃料ラックを横から見た図

図６－２１　落下防止用カバー，収納缶（大）及び収納缶（大）仮置架台設置イメージ

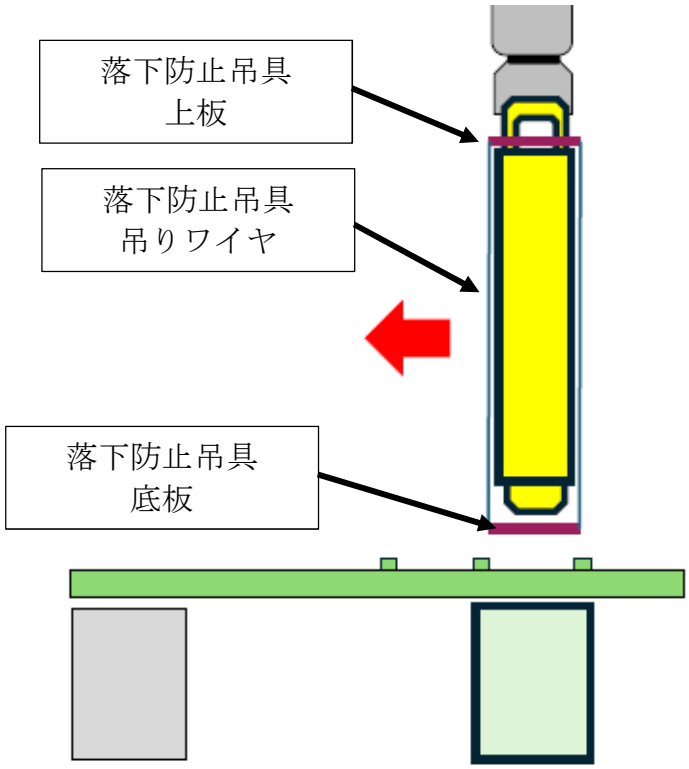


落下防止吊具と吊りワイヤの接続部は外側（矢印方向）へのみ回転する構造

図６－２２　落下防止吊具設置イメージ

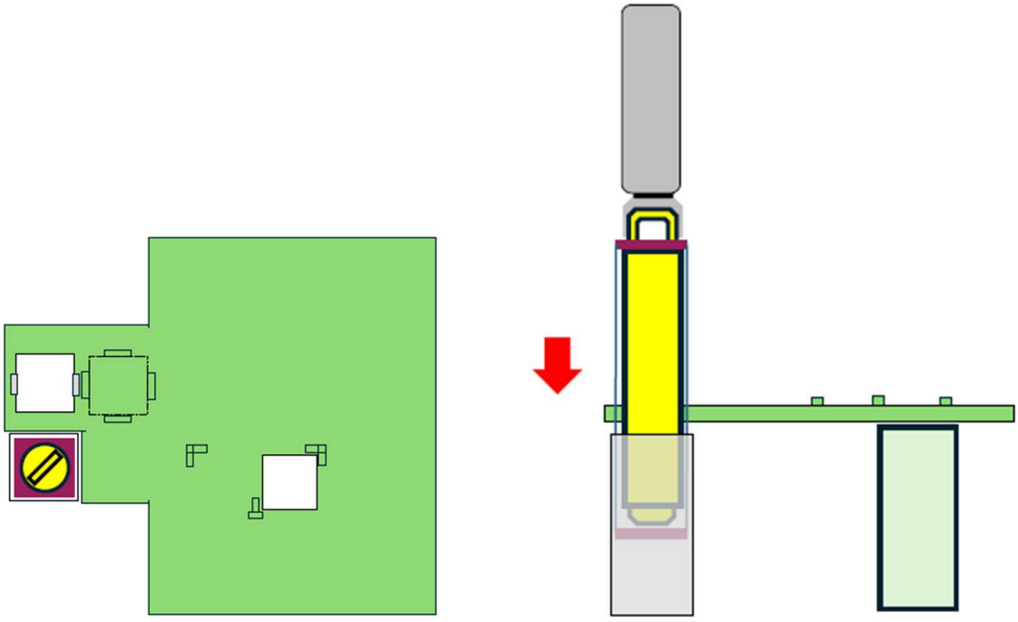


（ａ）ワイヤ修復燃料を吊り上げることで上板が燃料上部に取り付けられる

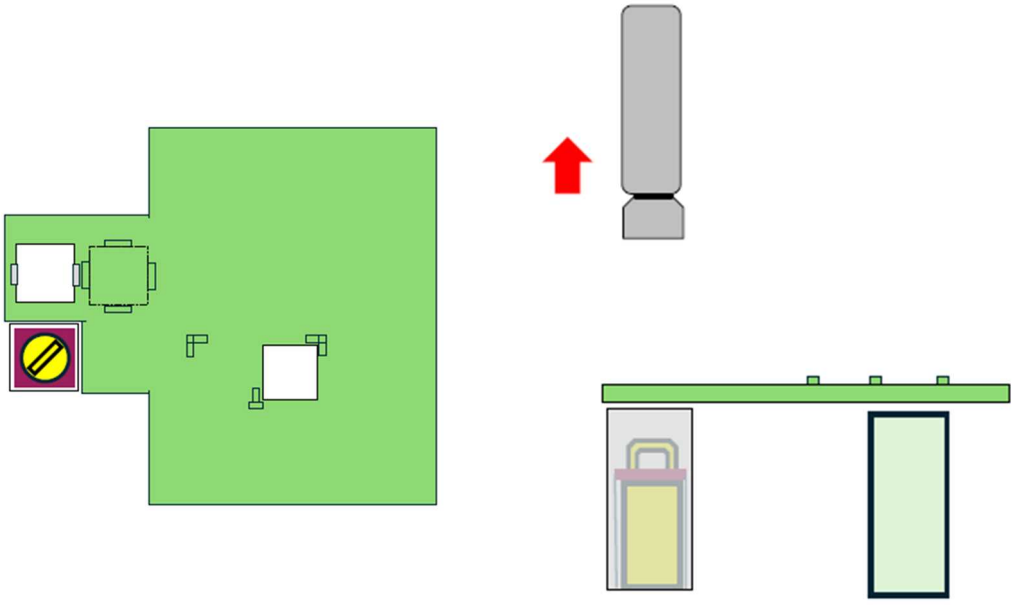


（ｂ）燃料ラックより持ち上がると底板がワイヤ修復燃料の底部に位置する

図６－２３　落下防止吊具取付時イメージ

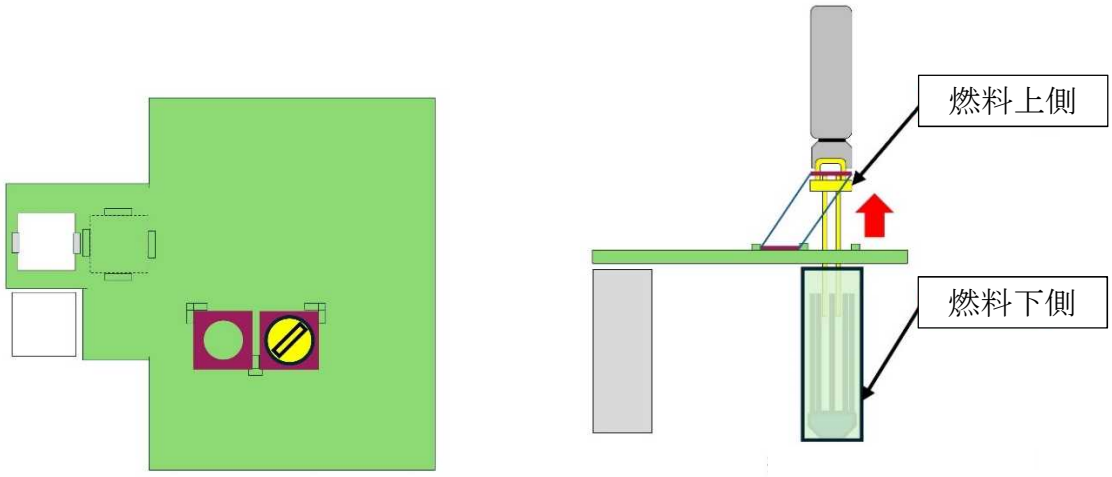


（ａ）燃料を収納缶（大）仮置架台の収納缶（大）に収納する

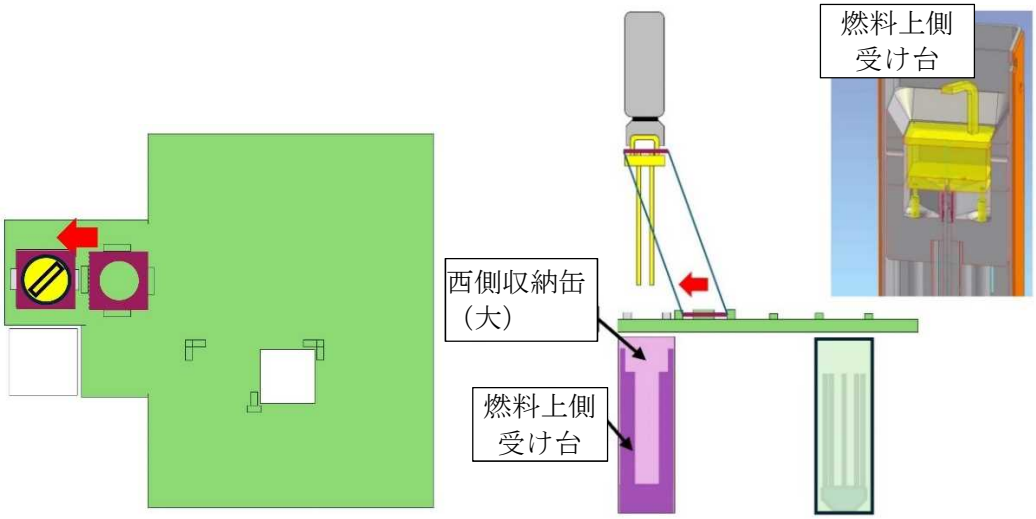


（ｂ）燃料を収納缶（大）に着座させる

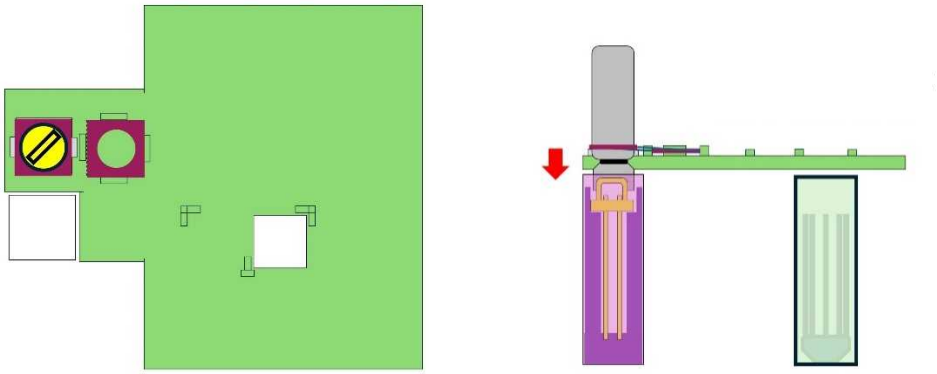
図６－２４　燃料が分断しない場合の収納缶（大）への燃料収納イメージ



（ａ）ワイヤ修復燃料が分断した場合，燃料上側のみ吊り上げる



（ｂ）落下防止吊具底板を落下防止用カバー上に置く



（ｃ）燃料上側を燃料上側受け台付の収納缶（大）に収納する。落下防止吊具は落下防止用カバーと共に移動する

図６－２５　燃料分断時の収納缶（大）への燃料上側収納イメージ

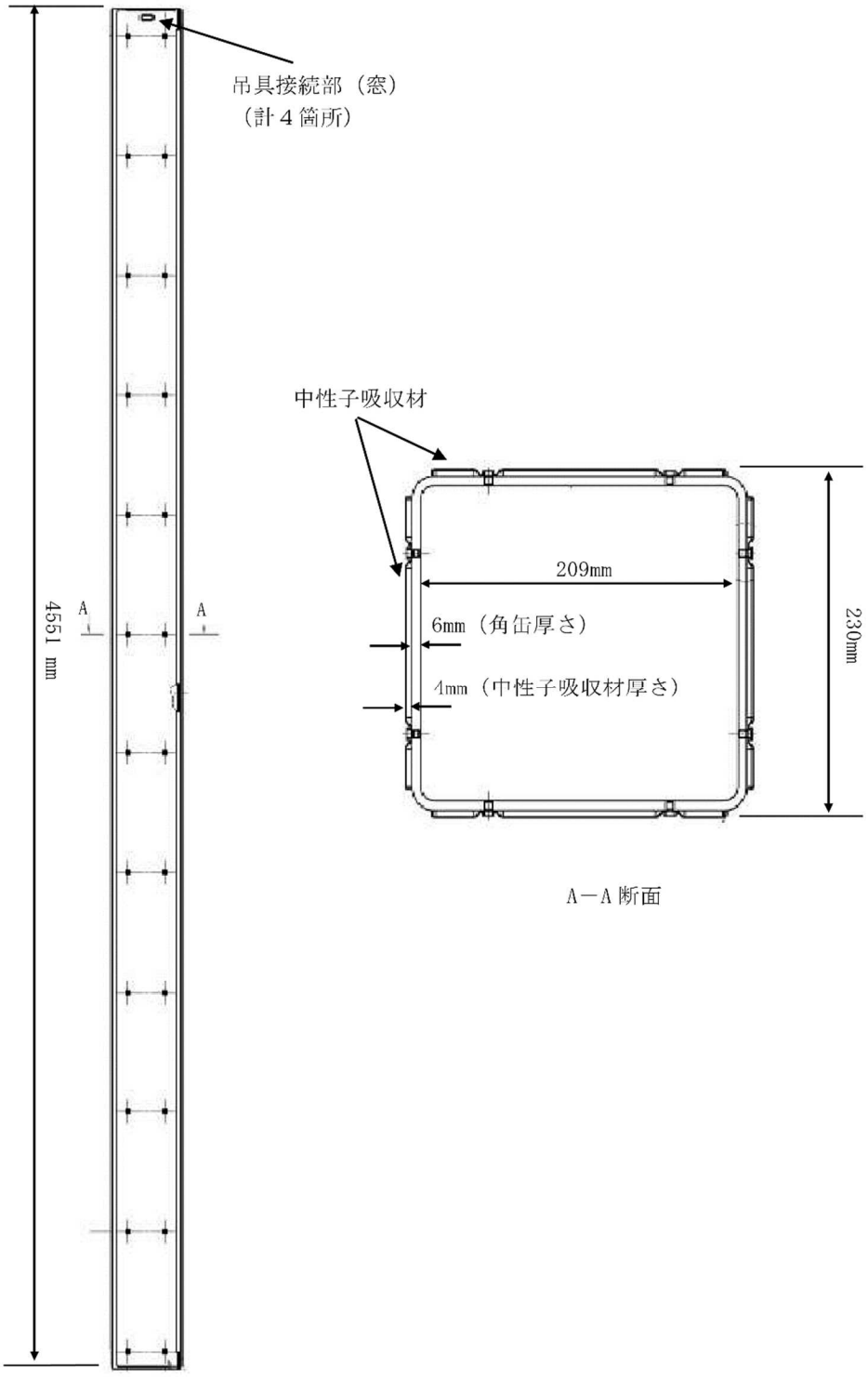


図６－２６　収納缶（大）　概略図

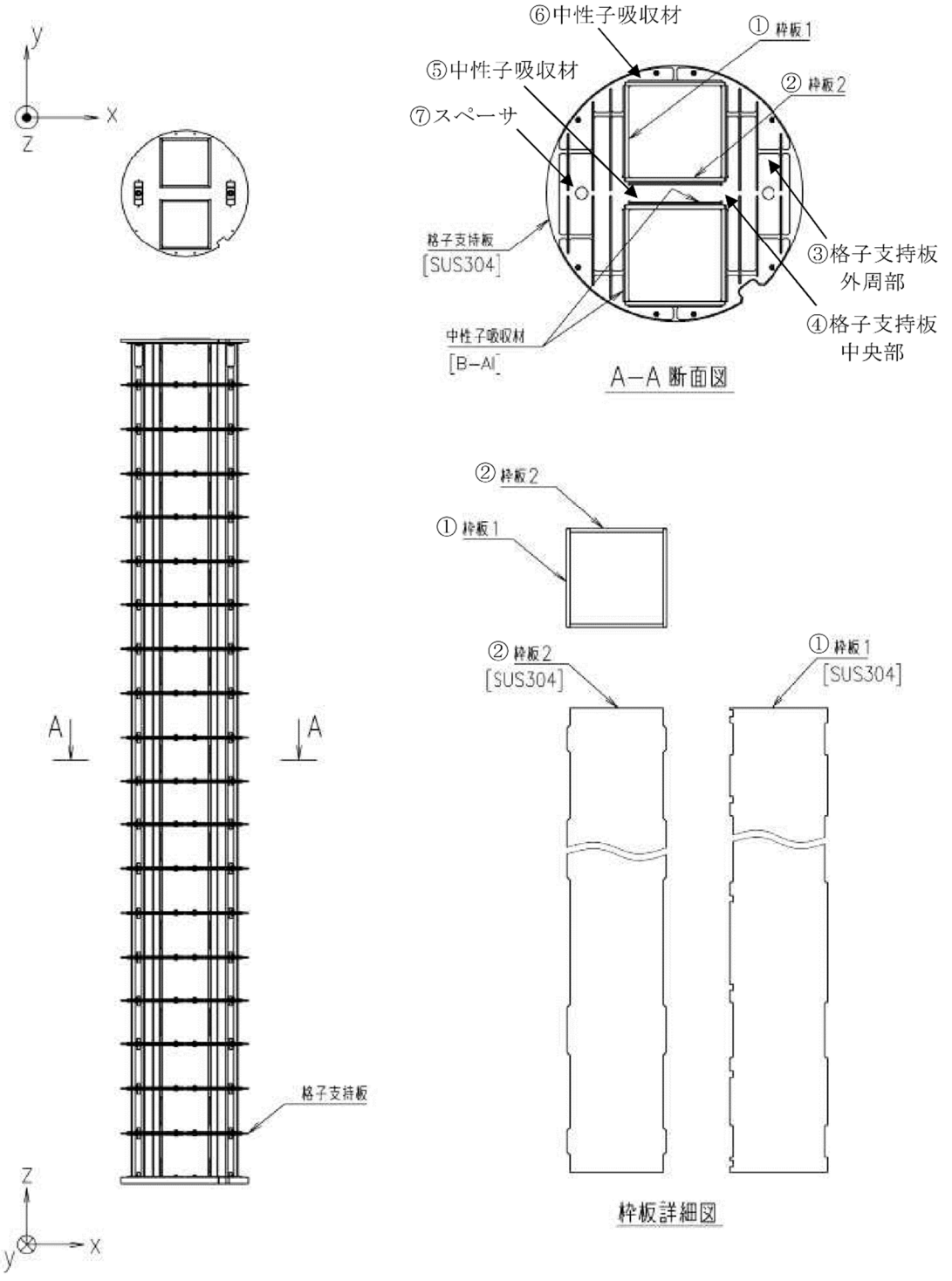


図６－２７　２体収納バスケット　概略図

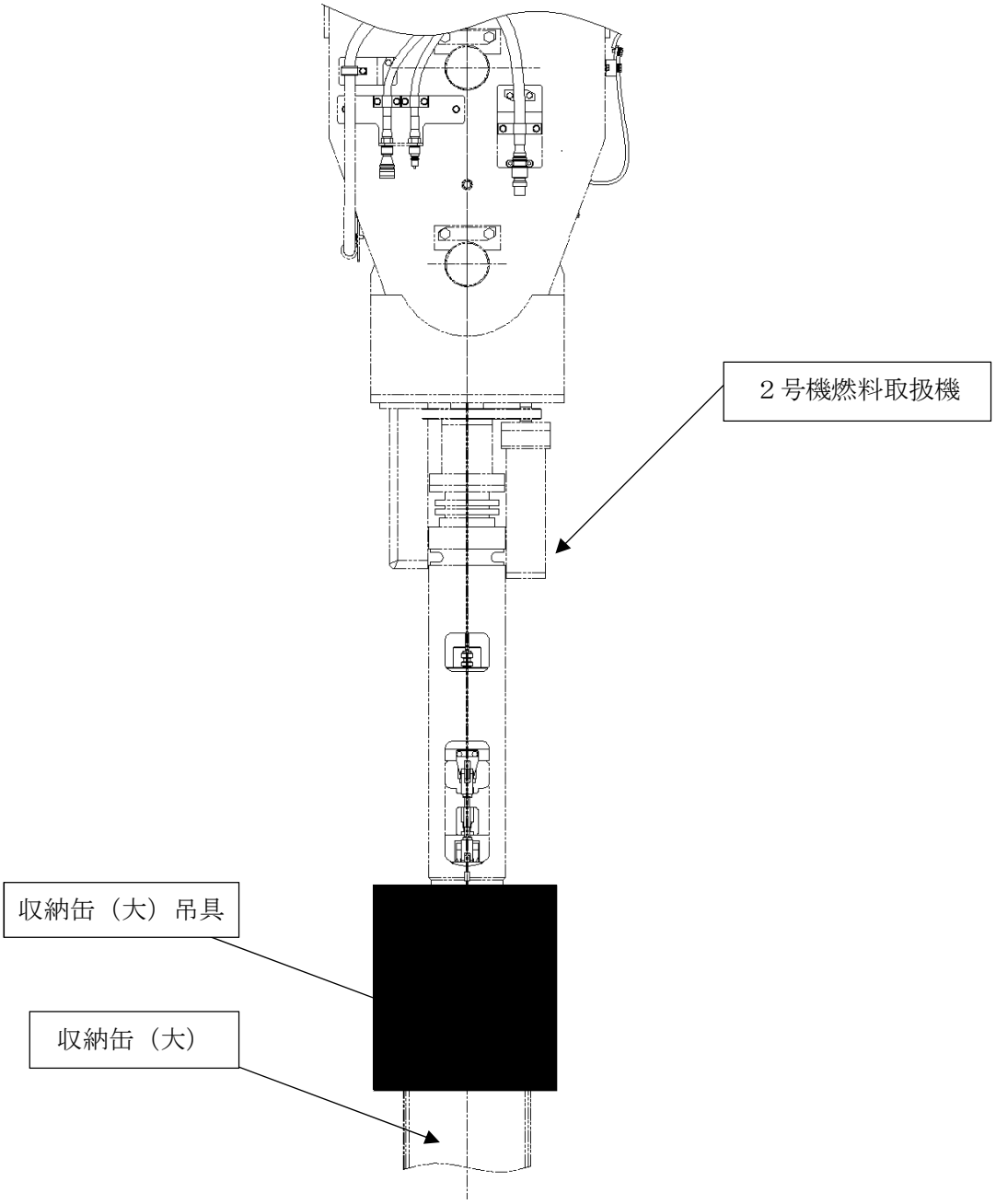


図６－２８　２号機燃料取扱機による収納缶（大）吊具使用状態図

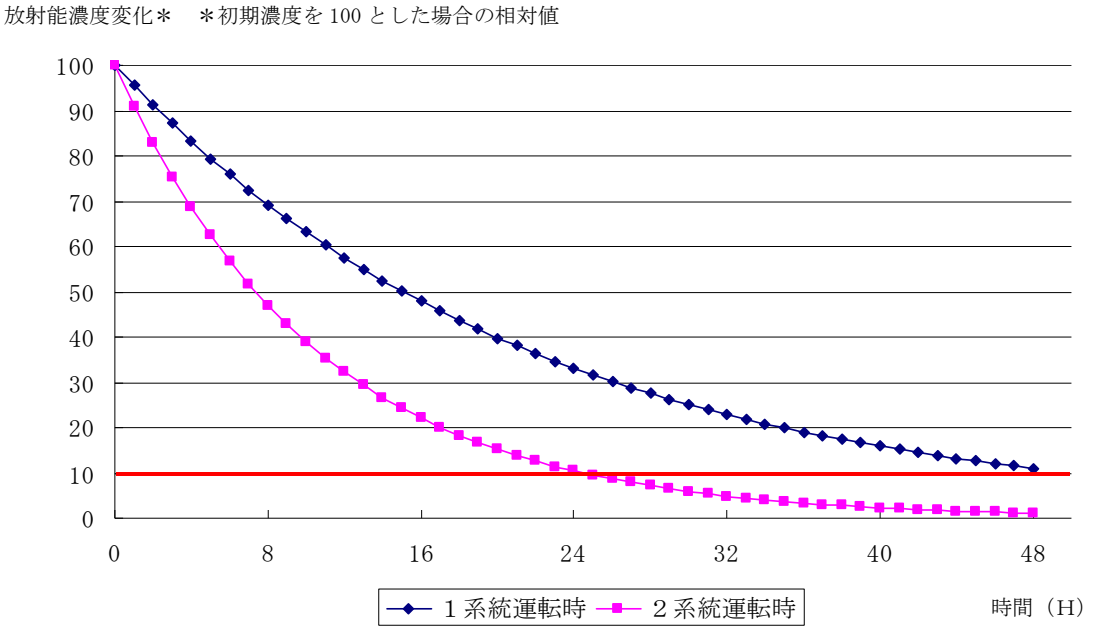


図６－２９　使用済燃料共用プール冷却浄化系ろ過脱塩装置での放射能除去評価

7. 参考資料

（１） 汎用有限要素解析コード（ＡＮＳＹＳ）について

（２） がれき衝突解析に用いるコード（ＬＳ－ＤＹＮＡ）について

8. 参考文献

[1]「平成１８年度 高燃焼度９×９型燃料信頼性実証成果報告書　付録１（９×９Ａ型燃料照射後試験結果)」, 独立行政法人　原子力安全基盤機構, 平成１９年１２月

[2]「平成１８年度 高燃焼度９×９型燃料信頼性実証成果報告書　付録２（９×９Ｂ型燃料照射後試験結果)」, 独立行政法人　原子力安全基盤機構, 平成１９年１２月

[3]「平成１８年度 高燃焼度９×９型燃料信頼性実証成果報告書（総合評価編)」, 独立行政法人　原子力安全基盤機構, 平成１９年１２月

[4] T.Yasuda et al. Deformation and Fracture Properties of Neutron-Irradiated Recrystallized Zircaloy-2 Cladding under Uniaxial Tension, Zirconium in the Nuclear Industry ASTM STP 939, 734 (1987)

以上

汎用有限要素解析コード（ＡＮＳＹＳ）について

(1) 概要

ＡＮＳＹＳコードは，米国 Swanson Analysis Systems, Inc.（現在の ANSYS, Inc.）で開発された有限要素法に基づく伝熱・構造解析等の汎用解析コードであり，自動車業界や航空宇宙業界，建築・土木業界等，幅広い分野において設計開発に用いられている。

(2) 機能

ＡＮＳＹＳコードは，構造解析に際して以下の機能を有している。

① 材料の非線形性（弾塑性）を扱うことが可能である。
② 材料特性として時間依存，ひずみの履歴依存並びに等方性・異方性等を考慮することが可能である。
③ モデルの形状は 1 次元~3 次元について取扱うことが可能である。
④ 伝熱解析結果をそのまま境界条件として引き継いで熱応力の評価を行う等，伝熱・構造の連成解析も可能である。
⑤ 荷重条件として集中荷重，分布荷重，モーメント等の力学的荷重の他に温度分布等の熱荷重も取扱うことが可能である。

(3) 解析フロー

ＡＮＳＹＳコードの解析フローを図１に示す。

(4) 使用実績及び検証

ＡＮＳＹＳコードは，原子力分野では，原子炉設置（変更）許可申請書添付資料八における燃料被覆管端栓部の応力解析等，これまで多くの伝熱・構造解析に対し使用実績がある。

また，ＡＮＳＹＳコードの検証は，開発元のリリースノートの例題集において，多くの解析例に対する理論解と解析結果との比較が実施されている。

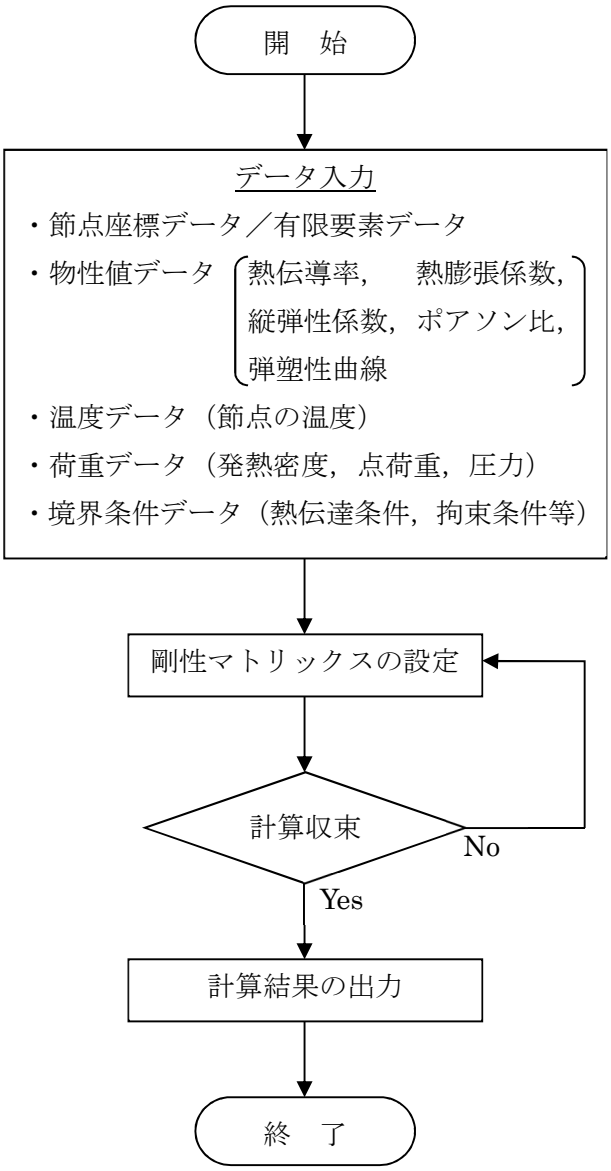


図１　ＡＮＳＹＳコードの解析フロー図

がれき衝突解析に用いるコード（ＬＳ－ＤＹＮＡ）について

(1) 概要

ＬＳ－ＤＹＮＡコードは米国 Livermore Software Technology Corporation(LSTC 社)からリリースされた汎用陽解法有限要素解析に基づく 3 次元非線形衝撃応答解析コードであり，輸送キャスクの衝撃解析等に広く利用されている。

(2) 機能

ＬＳ－ＤＹＮＡコードは，衝撃解析に際して以下の機能を有している。

① 材料の非線形性を取り扱いできるため，衝撃吸収材が衝撃時に降伏応力を超え，塑性変形することによって衝撃エネルギーを吸収することを考慮できる。

② 20 を超える接触オプションが有効であり，接触面には固着，剥離，接触，滑り，摩擦などの条件が設定できる。

③ 面と面の接触状態だけでなく，辺と辺，節点と面の接触も可能である。

④ 要素の消滅などの特殊な条件も扱うことができる。

⑤ 多数の金属，非金属材料モデルを有している。

(3) 解析フロー

ＬＳ－ＤＹＮＡコードの解析フローを図１に示す。

(4) 使用実績

ＬＳ－ＤＹＮＡコードは，これまで自動車分野をはじめ，多くの分野の衝撃解析に対して使用実績がある。

原子力分野では，返還ガラス固化体輸送用キャスクの核燃料輸送物設計承認書において，構造解析の解析コードとして使用されている実績がある。

(5) 検証方法

実験との比較による検証が実施されていることを確認している。

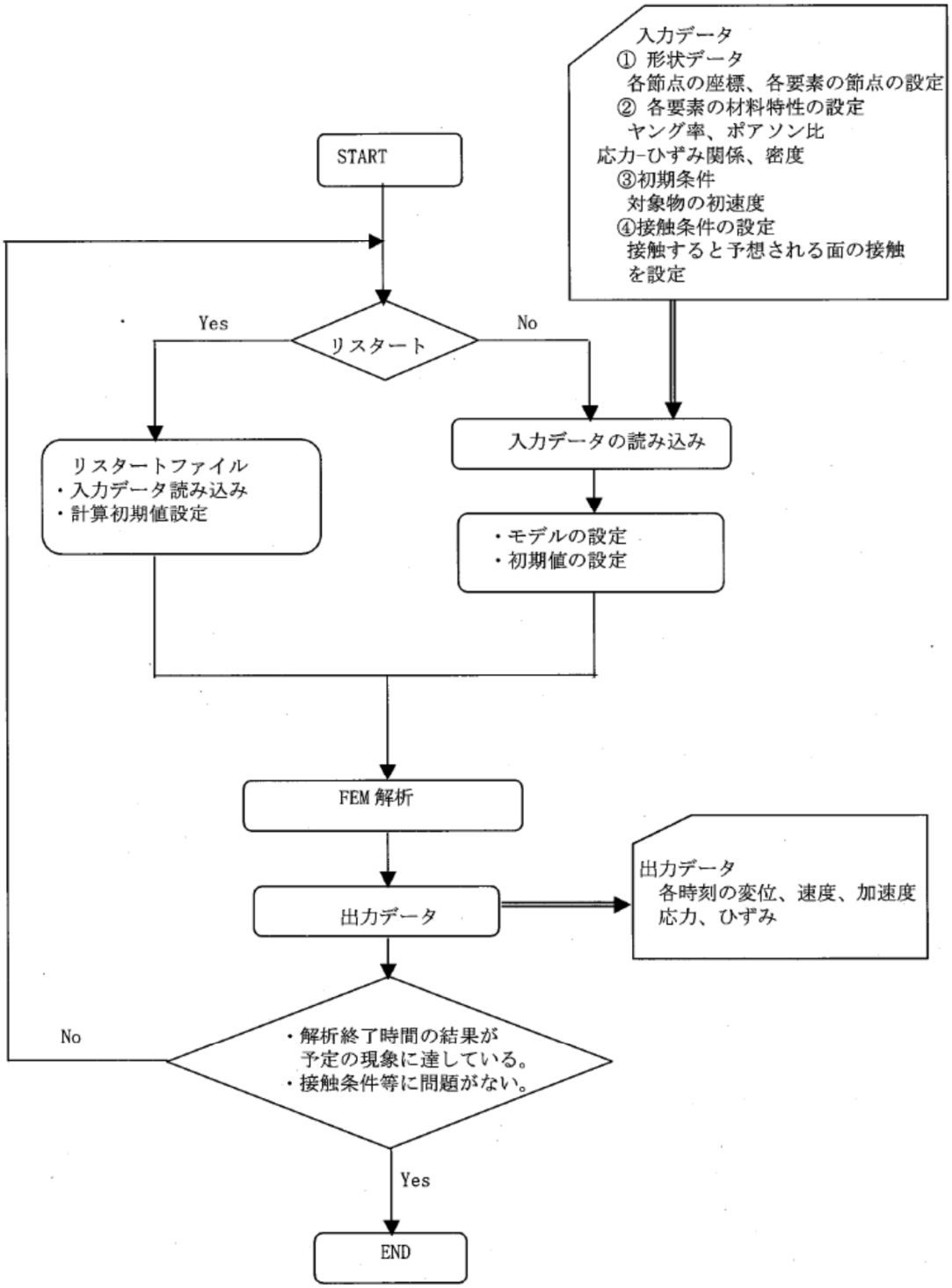


図１　ＬＳ－ＤＹＮＡコードの解析フロー図

構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（２号機）

構内用輸送容器は，福島第一原子力発電所２号機使用済燃料プールに貯蔵されている使用済燃料及び新燃料を共用プールへ構内輸送する際に使用する。

安全機能及び構造強度に関する説明は，「添付資料－２－２－３　破損燃料用輸送容器（7 体）に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（２号機)」を参照。

破損燃料用輸送容器（7 体）に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（２号機）

1.　２号機の破損燃料用輸送容器（7 体）に係る安全機能及び構造強度

1.1.　破損燃料用輸送容器（7 体）の概要

２号機使用済燃料プールには，「添付資料－１－３　6.3.　２号機における燃料の取り扱い」に示す通り，震災以前から存在する漏えい燃料や下部タイプレート側面の部材（フィンガースプリング）が変形した状態の燃料（以下，「下部タイプレート変形燃料」という。）が存在する。下部タイプレート変形燃料は燃料被覆管の損傷はなく，漏えい燃料は燃料被覆管に軽微な損傷はあるものの，定期検査時に漏えいが発見されその後炉内に装填していない燃料であるため，破損の程度は進展しておらずペレットは燃料被覆管内に保持されていると想定する。破損燃料用輸送容器は，震災以前から存在する漏えい燃料，下部タイプレート変形燃料及び健全燃料を共用プールへ輸送する際に使用する。なお，破損燃料用輸送容器は，３号機破損燃料用輸送容器（7 体）と同じ容器である。

２号機破損燃料用輸送容器（7 体）は既存の３号機破損燃料用輸送容器（7 体）に対して２号機漏えい燃料を評価条件とした安全評価を行い，安全機能及び構造強度を確認した上で使用する。

1.1.1.　破損燃料用輸送容器（7 体）の構成

「添付資料－２－１－２　1.1.1. 構内用輸送容器の構成」を参照。

1.1.2.　設備仕様

1.1.2.1.　破損燃料用輸送容器（7 体）の仕様

「添付資料－２－１－２　1.1.2.1. 構内用輸送容器の仕様」を参照。

1.1.2.2.　破損燃料用輸送容器（7 体）に収納する燃料仕様

バスケットに装填したステンレス鋼製の使用済燃料収納缶（小）（内寸 153㎜）に燃料を装填して共用プールに輸送する。

収納対象とする燃料は，震災以前から存在する漏えい燃料，下部タイプレート変形燃料及び健全燃料とする。

２号機使用済燃料プールに貯蔵されている燃料の仕様を表１－１－１に示す。

表１－１－１　２号機使用済燃料プールに貯蔵されている燃料の仕様

	使用済燃料			新燃料
燃料タイプ	7×7 燃料	高燃焼度 8×8 燃料	9×9 燃料 (B 型)	9×9 燃料 (B 型)
貯蔵体数	3※1	248	336	28
最高燃焼度 (MWd/t)	24,500	43,800	48,100	－
最短冷却 日数(日)※2	15,548	5,864	4,946	－

※１：「添付資料－１－３　6.3.　２号機における燃料の取り扱い」に示す漏えい燃料，下部タイプレート変形燃料，ワイヤ修復燃料である

※２：2024 年 4 月 1 日時点での冷却期間

1.2.　評価の基本方針

破損燃料用輸送容器（7 体）が，本文 2.11.1.3 項の設計方針に示される除熱，密封，遮蔽及び臨界防止の安全機能を有するとともに，本文 2.11.1.8 項の構造強度及び耐震性に示される構造強度を有する設計であることを確認する。

なお，既存の３号機破損燃料用輸送容器（7 体）の安全機能及び構造強度は「添付資料－２－１－２ 構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機)」及び「添付資料－２－２－１ 破損燃料用輸送容器（7 体）に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機)」（以下，「既存評価」という。）で確認されているため，破損燃料用輸送容器（7 体）の取扱い及び 1.1.2.2.項に示す２号機の燃料が既存評価の評価条件に該当しない事項について，新たに評価を行う。

破損燃料用輸送容器（7 体）の密封境界について，胴，底板，一次蓋，一次蓋ボルト，ポートカバー及びポートカバーボルトで構成しており，容器蓋部の密封機能は一次蓋で担保されている。３号機燃料取り出しでは一次蓋の締め付け及び密封確認を遠隔で実施していたため，念のため有人で締め付ける二次蓋を取り付ける運用をしていたが，２号機燃料取り出しでは一次蓋を使用済燃料プールで遠隔で仮締めした後に燃料取り出し用構台にて有人で締め付ける運用とする。

そのため，二次蓋の取り付け・取り外し作業をなくし，作業時間の短縮及び作業員の被ばく低減を目的とし二次蓋を使用しない場合がある。二次蓋を使用しない場合においても破損燃料用輸送容器（7 体）の安全機能が維持されることを確認する。

表１－２－１に評価すべき各安全機能に対する安全設計・評価の方針を示す。

表１－２－１　破損燃料用輸送容器（7体）安全評価の基本方針（1/2）

項目	設計方針	評価対象	二次蓋有無	新評価実施要否	評価方針
構造強度	破損燃料用輸送容器（7体）は取扱中における衝撃，熱等に耐え，かつ，容易に破損しない設計とする。 破損燃料用輸送容器（7体）は，設計，材料の選定，製作及び検査について適切と認められる規格及び基準によるものとする。	破損燃料用輸送容器（7体）	有	○	３号機と２号機で燃料取扱設備及び燃料取り出し作業手順が異なるため，新たに２号機に対応した設計事象の抽出・評価を行う。 震災以前から存在する漏えい燃料等は，燃料被覆管等の軽微な損傷があるが，ペレットは燃料被覆管内に保持されると想定するため評価上は健全燃料と同条件となる。 ２号機における破損燃料用輸送容器（7 体）の取扱手順から設計事象を抽出し，その荷重条件で発生する応力を評価する。 構造強度評価手法は，JSME S NC1-2005/2007 設計・建設規格を準用する。
			無	○	上記の評価方針に加え，二次蓋を取り外した条件で評価を行う。
除熱機能	使用済燃料の健全性及び構成部材の健全性が維持できるように，使用済燃料の崩壊熱を適切に除去できる設計とする。	燃料被覆管 破損燃料用輸送容器（7体）	有	－	構造強度と同様にペレットは燃料被覆管内に保持されると想定するため評価上は健全燃料と同条件となる。 既存評価の評価条件に包絡されることから新評価は不要。
			無	○	上記の評価方針に加え，二次蓋を取り外した条件で評価を行う。

表１－２－１　破損燃料用輸送容器（7体）安全評価の基本方針（2/2）

項目	設計方針	評価対象	二次蓋有無	新評価実施要否	評価方針
密封機能	周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込める設計とする。	破損燃料用輸送容器（7体）	有	○	構造強度及び除熱機能の評価結果から，設計事象において，容器密封部の健全性が維持されることを評価する。 除熱機能は既存評価に包絡されることから評価を行わないが，構造強度評価を新たに実施するため，密封機能についても評価を実施する。
			無	○	構造強度及び除熱機能を新たに評価するため，密封機能についても評価を実施する。
遮蔽機能	内部に燃料を入れた場合に放射線障害を防止するため，使用済燃料の放射線を適切に遮蔽する設計とする。	破損燃料用輸送容器（7体）	有	－	構造強度と同様にペレットは燃料被覆管内に保持されると想定するため評価上は健全燃料と同条件となる。 既存評価の評価条件に包絡されることから新評価は不要。
			無	－	既存評価は二次蓋を取り外した条件で評価されており，既存評価が適用可能であることから新評価は不要。
臨界防止機能	想定されるいかなる場合にも燃料が臨界に達することを防止できる設計とする。	破損燃料用輸送容器（7体）	有	－	構造強度と同様にペレットは燃料被覆管内に保持されると想定するが，万一臨界に至った場合の影響緩和が困難であることから，燃料棒の形状が維持されていないと仮定する。この場合，ペレットは燃料被覆管外に放出され，臨界に最適な状態で堆積することを仮定するため，健全燃料の評価条件より保守的な評価となる。 既存評価の添付資料－２－２－１の評価条件に包絡されることから新評価は不要。
			無	－	評価上，二次蓋は考慮せず，既存評価の添付資料－２－２－１が適用可能であることから新評価は不要。

1.3.　構造強度

1.3.1.　基本的な考え方

２号機燃料取り出しは破損燃料用輸送容器（7 体）のハンドリングフローが３号機燃料取り出し時と異なるため，新たに構造強度評価を行う。評価対象とする設計事象の選定フローを図１－３－１に示す。図１－３－１に示す通り既存評価が適用可能である場合は評価を省略する。

破損燃料用輸送容器（7 体）の構造強度の評価部位は，安全上重要な部位として容器本体（胴及び底板），蓋，バスケット及び支持機能を有するトラニオンとする。

構造強度評価手法は，JSME S NC1-2005/2007 設計・建設規格（以下，「設計・建設規格」という。）を準用する。各評価対象部位の適用基準・規格を表１－３－１に示す。

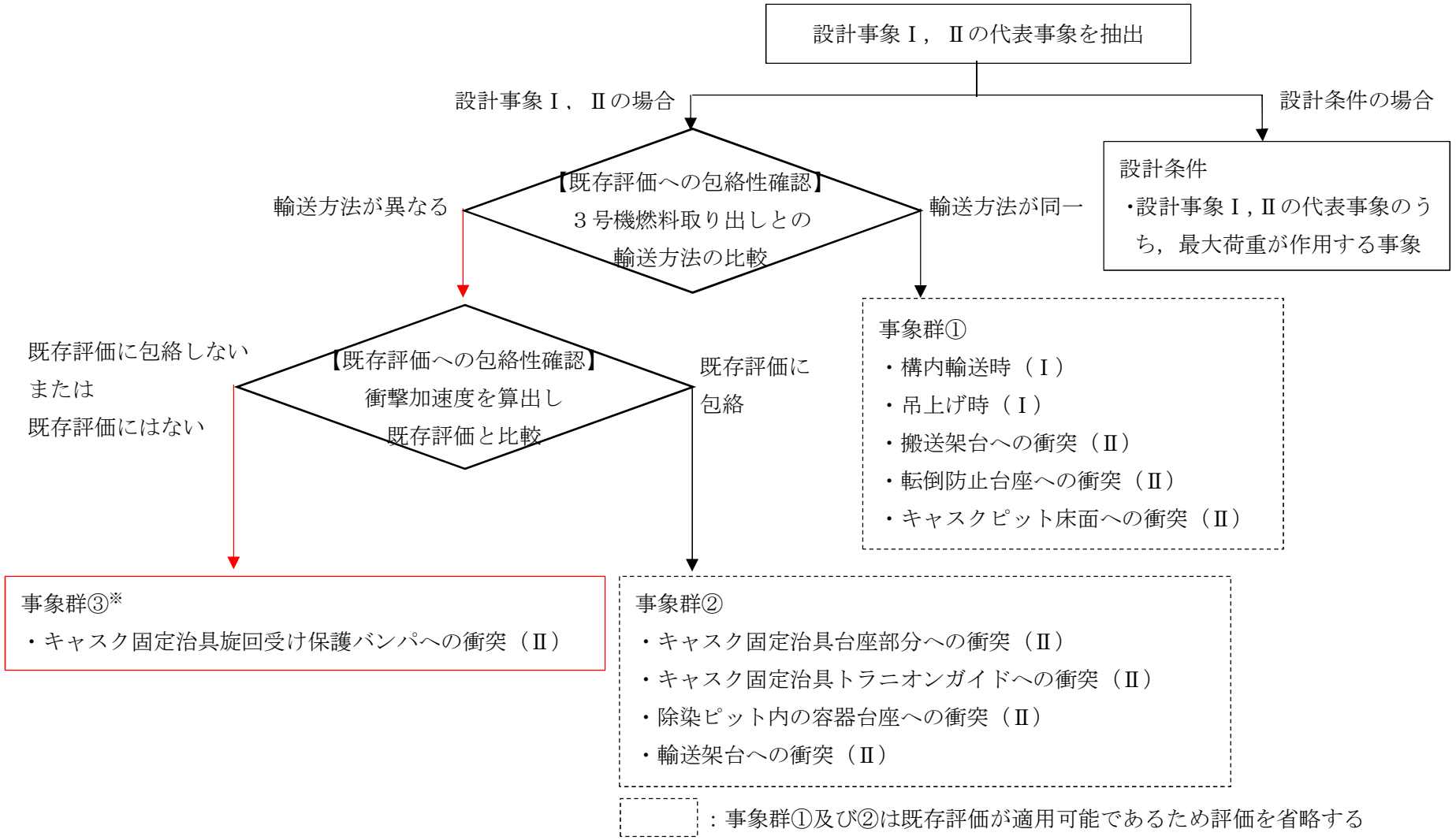


図１－３－１　評価対象選定フロー

表１－３－１　構造強度に係る適用基準・規格

評価対象部位	設計・建設規格 機器区分	構造強度 評価方法	考え方
容器本体，蓋	クラス３容器	クラス１容器の規定を準用	容器本体及び蓋は設計・建設規格 GNR-1210 及び GNR-1220 の機器等の区分の定義より，クラス３容器に区分されると考えられる。 圧力荷重についてはクラス３容器における規格計算式で評価することができるが，熱荷重や取扱時の衝撃荷重等の各種の負荷荷重が発生することから，これらの荷重については，応力解析によって発生応力を求めて評価する必要がある。 したがって，構造強度評価手法は，同様な「解析による設計」の考え方が採用されているクラス１容器を準用する。
バスケット	ノンクラス	炉心支持構造物の規定を準用	バスケットは設計・建設規格 GNR-1210 及び GNR-1220 の機器等の区分の定義に該当しないと考えられる。 しかし，容器内において燃料を支持する部材であるため，構造強度評価手法は，炉心支持構造物を準用する。
トラニオン	クラス３支持構造物	クラス１支持構造物の規定を準用	トラニオンは容器をクレーンで取扱うための部位であり，輸送時は容器を支持することから，設計・建設規格 GNR-1210 及び GNR-1220 の機器等の区分の定義より，クラス３支持構造物に区分されると考えられる。 しかし，容器本体との整合を取り，構造強度評価手法はクラス１支持構造物を準用する。

1.3.2.　設計事象の抽出

JSME S FA1-2007 金属キャスク構造規格の考え方に基づいて，破損燃料用輸送容器（7 体）の設計事象として以下を抽出した。

なお，設計事象の抽出にあたっては，図１－３－２に示すハンドリングフローに基づき，破損燃料用輸送容器（7 体）の取扱い及び共用プールまでの輸送において想定される起因事象に着目し，発生防止対策を考慮して事象の発生の可能性を検討した。設計事象の抽出結果を表１－３－２に示す。

(1) 設計事象Ⅰ

設計事象Ⅰに該当する通常の取扱い状態とは，「構内輸送時」及び「取扱い時（吊上げ時)」であり，それぞれの荷重条件は既存評価と同等であることから，既存評価が適用可能であるため評価を省略する。

(2) 設計事象Ⅱ

ハンドリングフローのうち，取扱いモード No.7～No.12 で示される共用プールまでの輸送について，３号機燃料取り出しと輸送方法は同一であることから，既存評価が適用可能であるため評価を省略する。３号機では輸送容器を地上から原子炉建屋のオペレーションフロアに直接吊り上げ，使用済燃料プールにて燃料を収納し，地上に吊り降ろすという手順で実施した。２号機では輸送容器を地上から構台に吊り上げた後，燃料取扱設備に載せて構台と原子炉建屋オペレーションフロアを行き来して燃料を輸送し，構台から輸送容器を地上に吊り降ろす。輸送容器の取り扱いの際に，吊り上げ・吊り降ろしや旋回移動によって燃料取扱設備や構台の除染ピットに衝突する可能性がある。３号機とは燃料取扱設備が異なり，輸送容器と燃料取扱設備，除染ピット及び輸送架台との衝突事象については既存評価を適用できないことから，設計事象として抽出し新たに評価を行う。

容器本体及び蓋には，キャスク固定治具への衝突（取扱いモード No.2），除染ピットへの衝突（取扱いモード No.4）及び輸送架台への衝突（取扱いモード No.6）の加速度における収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

バスケットには，キャスク固定治具への衝突（取扱いモード No.2），除染ピットへの衝突（取扱いモード No.4）及び輸送架台への衝突（取扱いモード No.6）の加速度における収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

トラニオンには，キャスク固定治具への衝突（取扱いモード No.2）及び輸送架台への衝突（取扱いモード No.6）の加速度における荷重がかかり，応力が発生する。

(3) 設計事象Ⅲ及び設計事象Ⅳ

破損燃料用輸送容器（7 体）を取扱う設備及び運用においては，クレーンワイヤ及び

吊具の二重化，始業前の機器の点検を実施することから，ハンドリングフローから抽出される事象のうち，破損燃料用輸送容器（7 体）の安全機能を著しく損なう事象であって，一般公衆の放射線被ばくの観点からみて重要と考えられる事象はない。

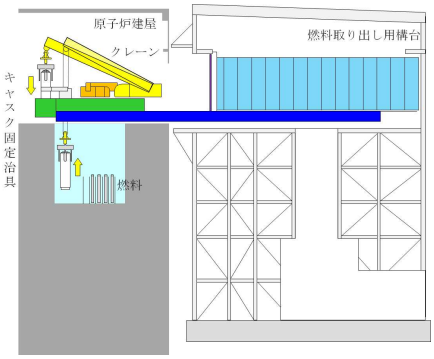
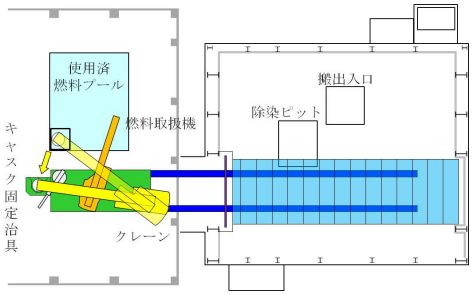
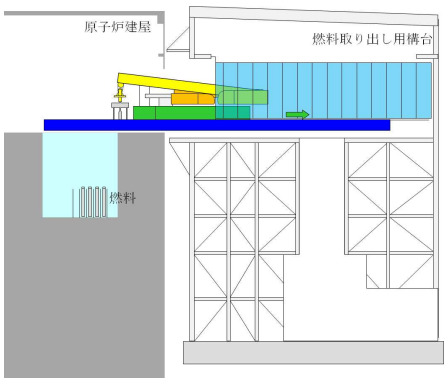
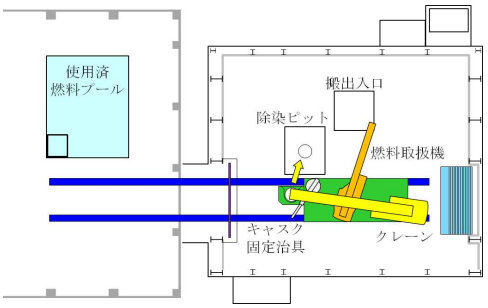
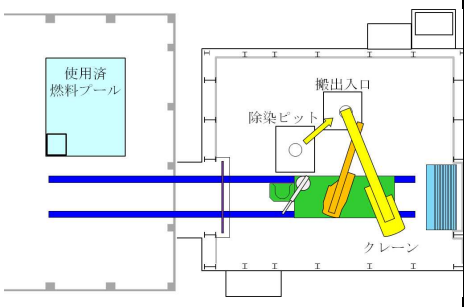
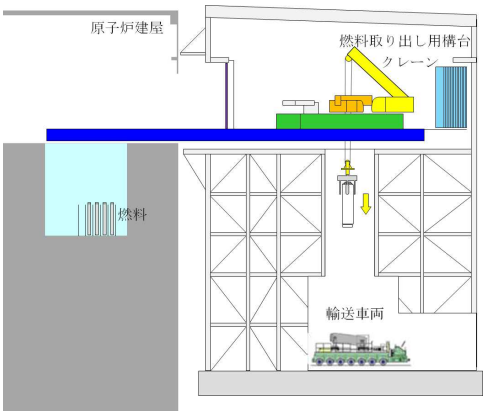
No.	取扱いモード	No.	取扱いモード
1	キャスクピットから容器を吊り上げる 	2	クレーンで吊り上げた容器を旋回してキャスク固定治具へ移動し，吊り降ろした後キャスク固定治具に固定する 
3	燃料取扱設備を構台前室内に移動する 	4	キャスク固定治具から除染ピットへ容器を移動し蓋締めする 
5	クレーンで容器を吊り上げ，旋回して機器ハッチから地上階に吊り降ろす 	6	容器を輸送車両に載せ，共用プールへ輸送する 

図１－３－２　破損燃料用輸送容器（7 体）のハンドリングフロー（1/2）

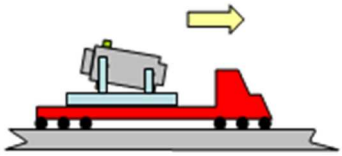
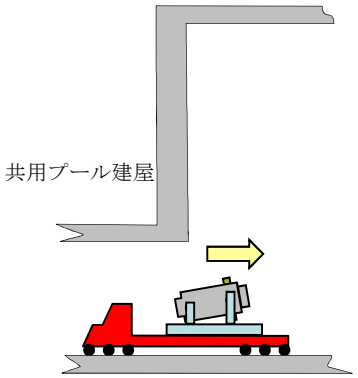
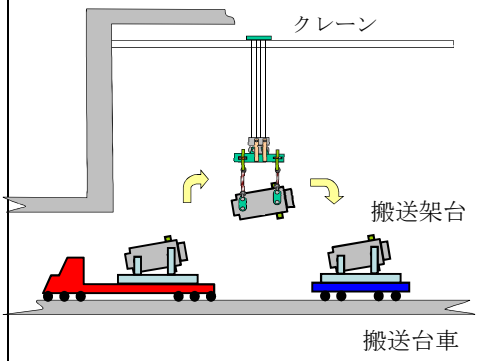
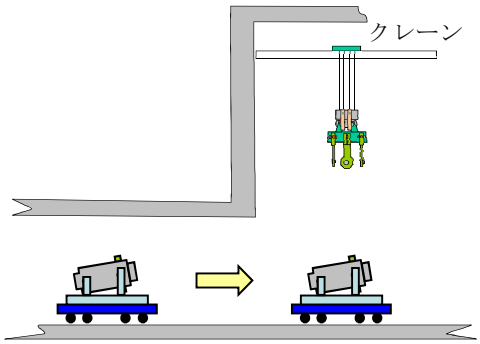
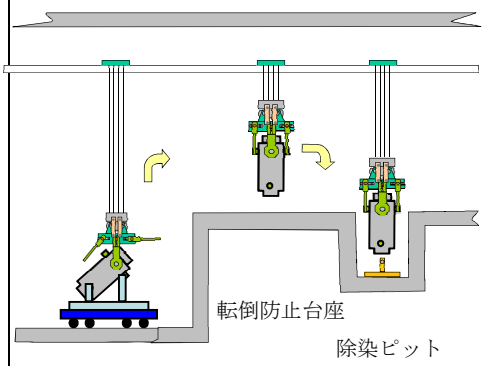
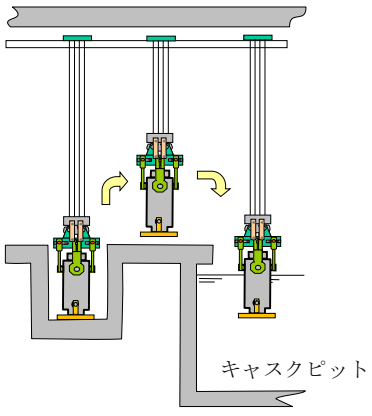
No.	取扱いモード	No.	取扱いモード
7	構内輸送（２号機→共用プール）	8	共用プール建屋へ搬入する
			
9	搬送台車へ積載する	10	キャスク取扱室へ移動する
			
11	除染ピットへ移動する	12	キャスクピットへ移動する
			

図１－３－２　破損燃料用輸送容器（7 体）のハンドリングフロー（2/2）

表１－３－２　設計事象の抽出（1/3）

起因事象		原因	発生の可能性・防止策	発生の有無	想定シナリオ	抽出の要否
キャスクピットからの吊上げ (No.1)	重量物の落下（垂直吊具落下）	ワイヤロープの破断（2号機） 駆動源の喪失（2 号機）	以下の対策，設計により重量物及び容器の落下を防止する ● 吊上げ用ワイヤの二重化※1 ● 駆動源喪失時においても保持する構造※2	×		×
	容器の落下			×		×
キャスク固定治具への移動 (No.2)	キャスク固定治具と容器の衝突	操作員の誤操作（2号機）	以下の対策，設計により容器の衝突を防止する ● インターロックによるクレーン旋回角度の制限※3	×		×
	キャスク固定治具台座部分と容器の衝突	操作員の誤操作（2 号機）	吊下げ時の誤操作により，微速で巻き下げるところ最大速度で容器を巻き下げ，台座部分に衝突する可能性がある。	○	クレーンの最大巻下げ速度 [redacted] で，容器がキャスク固定治具台座に衝突する場合を，設計事象として抽出する。	○
	キャスク固定治具旋回受け保護バンパと容器の衝突	操作員の誤操作（2 号機）	旋回時の誤操作により，微速で旋回するところ最大旋回速度で旋回し衝突させる可能性がある。	○	クレーンの最大旋回速度 [redacted] で，容器がキャスク固定治具旋回受け保護バンパに衝突する場合を，設計事象として抽出する。	○
	キャスク固定治具トラニオンガイドとトラニオンの衝突	操作員の誤操作（2 号機）	回転時の誤操作により，微速で回転するところ最大吊具回転速度で回転し衝突させる可能性がある。	○	回転吊具の最大回転速度 [redacted] で，トラニオンがキャスク固定治具トラニオンガイドに衝突する場合を，設計事象として抽出する。	○

表１－３－２　設計事象の抽出（2/3）

起因事象		原因	発生の可能性・防止策	発生の有無	想定シナリオ	抽出の要否
燃料取扱設備の構台への移動 (No.3)	容器の転倒	動力源の喪失 （2 号機）	以下の対策，設計により容器の転倒を防止する ● 動力源喪失時用の容器転倒防止治具の設置※4	×		×
キャスク固定治具からの吊上げ (No.4)	重量物の落下 （垂直吊具落下）	ワイヤロープの破断（2号機） 駆動源の喪失 （2 号機）	以下の対策，設計により重量物及び容器の落下を防止する ● 吊上げ用ワイヤの二重化※1 ● 駆動源喪失時においても保持する構造※2	×		×
	容器の落下			×		×
除染ピットへの移動 (No.4)	除染ピット内の台座と容器の衝突	操作員の誤操作 （2 号機）	吊下げ時の誤操作により，微速で巻き下げるところ最大速度で容器を巻き下げ，台座部分に衝突する可能性がある。	○	クレーンの最大巻下げ速度 [redacted] で，容器が台座に衝突する場合を，設計事象として抽出する。	○
	容器の落下	ワイヤロープの破断（2号機） 駆動源の喪失 （2 号機）	以下の対策，設計により重量物及び容器の落下を防止する ● 吊上げ用ワイヤの二重化※1 ● 駆動源喪失時においても保持する構造※2	×		×

表１－３－２　設計事象の抽出（3/3）

起因事象		原因	発生の可能性・防止策	発生の有無	想定シナリオ	抽出の要否
機器ハッチから地上階への吊り降ろし (No.5)	容器の落下	ワイヤロープの破断（2号機） 駆動源の喪失（2 号機）	以下の対策，設計により重量物及び容器の落下を防止する ● 吊上げ用ワイヤの二重化※1 ● 駆動源喪失時においても保持する構造※2	×		×
容器を輸送車両に搭載 (No.6)	容器を垂直吊りした状態での下部トラニオンと輸送架台の衝突	操作員の誤操作（2 号機）	吊下げ時の誤操作により，微速で巻き下げるところ最大速度で容器を巻下げ，輸送架台部分に衝突する可能性がある。	○	クレーンの最大巻下げ速度[redacted]で，下部トラニオンが輸送架台に衝突する場合を，設計事象として抽出する。	○

※１：燃料取扱機及びクレーンの巻上装置は，ワイヤロープを二重化し，万一ワイヤロープが 1 本切断したとしても落下を防止できる設計としている（「添付資料－１－１ 燃料の落下防止，臨界防止に関する説明書」を参照）。

※２：燃料取扱機及びクレーンの巻上装置のブレーキは，駆動源喪失時にバネによりブレーキがかかり保持できるスプリングリターン機能を有している（「添付資料－１－１ 燃料の落下防止，臨界防止に関する説明書」を参照）。

※３：キャスク固定治具に容器が衝突しない範囲でクレーンが動作できるインターロックを設けている。

※４：キャスク固定治具の油圧喪失時，系統内の作動油が保持され，輸送容器の固定状態を維持する系統になっている。

1.3.3.　設計事象の荷重条件

前項で抽出した設計事象について，破損燃料用輸送容器（7 体）に発生する荷重を評価する。

(1) 内圧

「添付資料－２－１－２　1.3.3.　1）内圧」を参照。

(2) 熱荷重

破損燃料用輸送容器（7 体）に発生する熱応力は，３号機の評価条件における除熱評価結果（既存評価）より得られた温度分布を用いて評価する。

(3) 設計事象Ⅱの加速度の導出

事象発生時に破損燃料用輸送容器（7 体）が有する運動エネルギーを被衝突物（キャスク固定治具台座部分，キャスク固定治具旋回受け保護バンパ及びキャスク固定治具トラニオンガイド）の弾性により吸収するとして，発生する衝撃加速度を計算した。衝撃加速度の計算方法と結果を以下に示す。

① 加速度の算出式

破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突ケースにより加速度の算出式が異なるため，以下の通り算出する。

a.　キャスク固定治具台座部分と破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突，除染ピット内の容器台座と破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突及び破損燃料用輸送容器（7 体）を垂直吊りした状態での下部トラニオンと輸送架台の衝突（取扱いモード No.2，4，6）

破損燃料用輸送容器（7 体）底面が重力方向に衝突する場合，破損燃料用輸送容器（7 体）の運動エネルギーが衝突対象の弾性変形エネルギーで吸収されると仮定し，エネルギーつり合い式から下記で表す。

$$\frac{1}{2}mV^2 + mg\delta = \frac{1}{2}k\delta^2$$

ここで，

m：破損燃料用輸送容器（7 体）の質量※

※：取扱いモードNo.2，4の事象発生時は二次蓋未装着であるため二次蓋分を減じた質量（＝[redacted]）

取扱いモードNo.6の事象発生時は二次蓋を装着しているため二次蓋分を考慮した質量（＝46300kg）

V：クレーンの最大巻き下げ速度（＝[redacted]）

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

δ ：衝突対象の変形量(m)

k：衝突対象のばね定数(N/m)

加速度αは次の式で表される。

$$\alpha = \frac{F}{m} = \frac{k\delta}{m} = g + \sqrt{g^2 + \frac{k}{m} \cdot V^2} \qquad (1)$$

ここで,

F：衝突時の荷重(N)

b. キャスク固定治具旋回受け保護バンパと破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突（取扱いモード No.2)

破損燃料用輸送容器（7 体）が旋回によって水平方向に衝突する場合，破損燃料用輸送容器（7 体）の運動エネルギーが衝突対象の弾性変形エネルギーで吸収されると仮定すると，エネルギーつり合いから次の式で表される。

$$\frac{1}{2}mV^2 = \frac{1}{2}k\delta^2$$

$$\alpha = \frac{F}{m} = \frac{k\delta}{m} = \sqrt{\frac{k}{m} \cdot V^2} \qquad (2)$$

ここで,

V：クレーンの最大旋回速度(＝[redacted])

c. キャスク固定治具トラニオンガイドとトラニオンの衝突（取扱いモード No.2）

破損燃料用輸送容器（7 体）が回転吊具の回転動作によって，破損燃料用輸送容器（7 体）の回転エネルギーが衝突対象の弾性変形エネルギーで吸収されると仮定すると，エネルギーつり合いから次の式で表される。

$$\frac{1}{2}J\omega^2 = \frac{1}{2}k\delta^2$$

$$\alpha = \frac{F}{m} = \frac{k\delta}{m} = \frac{k\omega}{m}\sqrt{\frac{J}{k}} \qquad (3)$$

$$J = \frac{1}{2}mr^2 \qquad (4)$$

ここで,

Ｊ：慣性モーメント(kg・m^2)

ｒ：破損燃料用輸送容器（7体）の半径(＝[redacted])

ω：角速度(＝[redacted])

② ばね定数

ばね定数ｋの式は下記で表される。

衝突対象物の圧縮で荷重を受ける場合は(5)式を用いる。

$$k = \frac{F}{\delta} = \frac{E \cdot A}{\ell} \qquad (5)$$

ここで,

Ｅ：衝突対象物の縦弾性係数(N/m^2)

Ａ：破損燃料用輸送容器（7体）の荷重を受ける断面積(m^2)

ℓ：衝突対象物における衝撃方向の代表長さ(m)

衝突対象物の曲げで荷重を受ける場合(6)式を用いる。

$$k = \frac{F}{\delta} = \frac{3EI}{(\ell_1{}^3)} \qquad (6)$$

ここで,

Ｉ：断面二次モーメント(m^4)

ℓ_1：固定端から荷重位置までの距離(m)

③ 加速度の算出

a. キャスク固定治具台座部分と破損燃料用輸送容器(7体)の衝突(取扱いモードNo.2)

キャスク固定治具を図１－３－３に示す。キャスク固定治具の構造が複雑であることから，簡易モデル化を行う。キャスク固定治具は箱型の構造体であり，側面がボルトにより走行台車に固定されているため，図１－３－４に示すような片持ち梁として図心を通る断面二次モーメントを求める。断面二次モーメントは，図１－３－４に示す図①，図②，図③のそれぞれの長方形モデル単独の断面二次モーメントの合計ΣI_0と，図①の長方形モデルの図心からの断面二次モーメントの合計Σ（y^2A）より設定する。断面二次モーメントの算出に用いるパラメータは表１－３－３に示す。

$$I = \Sigma I_0 + \Sigma(y^2 A)$$

＝[redacted]

ばね定数は(6)式で求める。

このときＥ＝[redacted]，ℓ_1＝[redacted]とすると，

$$k = \frac{3EI}{\left(\ell_1{}^3\right)} \qquad (6)$$

$=4.156\times10^{10}$N/m

加速度は(1)式で計算し，事象発生時は二次蓋未装着につき破損燃料用輸送容器（7体）の質量mから二次蓋分を減じる。

$$\alpha = g + \sqrt{g^2 + \frac{k}{m} \cdot V^2} \qquad (1)$$

$=43.71$m/s$^2=4.46$G

余裕を見て5.0Gを評価加速度とする。

表１－３－３　断面二次モーメント算出パラメータ

図番 （図１－３－４参照）	断面積A (m^2)	図心から図形中心までの距離y (m)	図形の断面二次モーメントI_0 (m^4) ※	y^2×A
図①	[redacted]			
図②				
図③				
合計				

※：長方形の断面二次モーメントの公式（I＝bh^3/12，b：幅，h：高さ）より算出

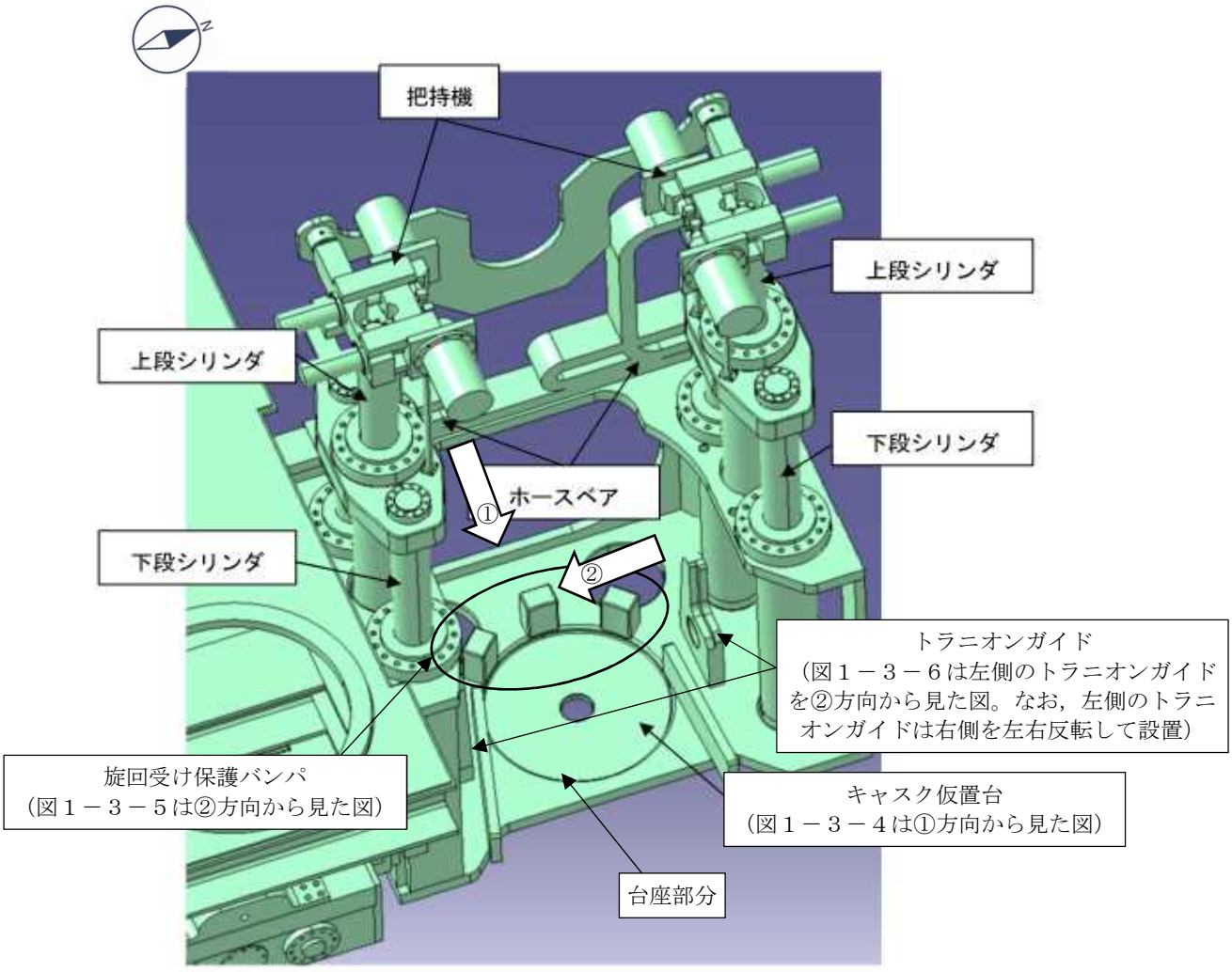


図１－３－３　キャスク固定治具鳥瞰図

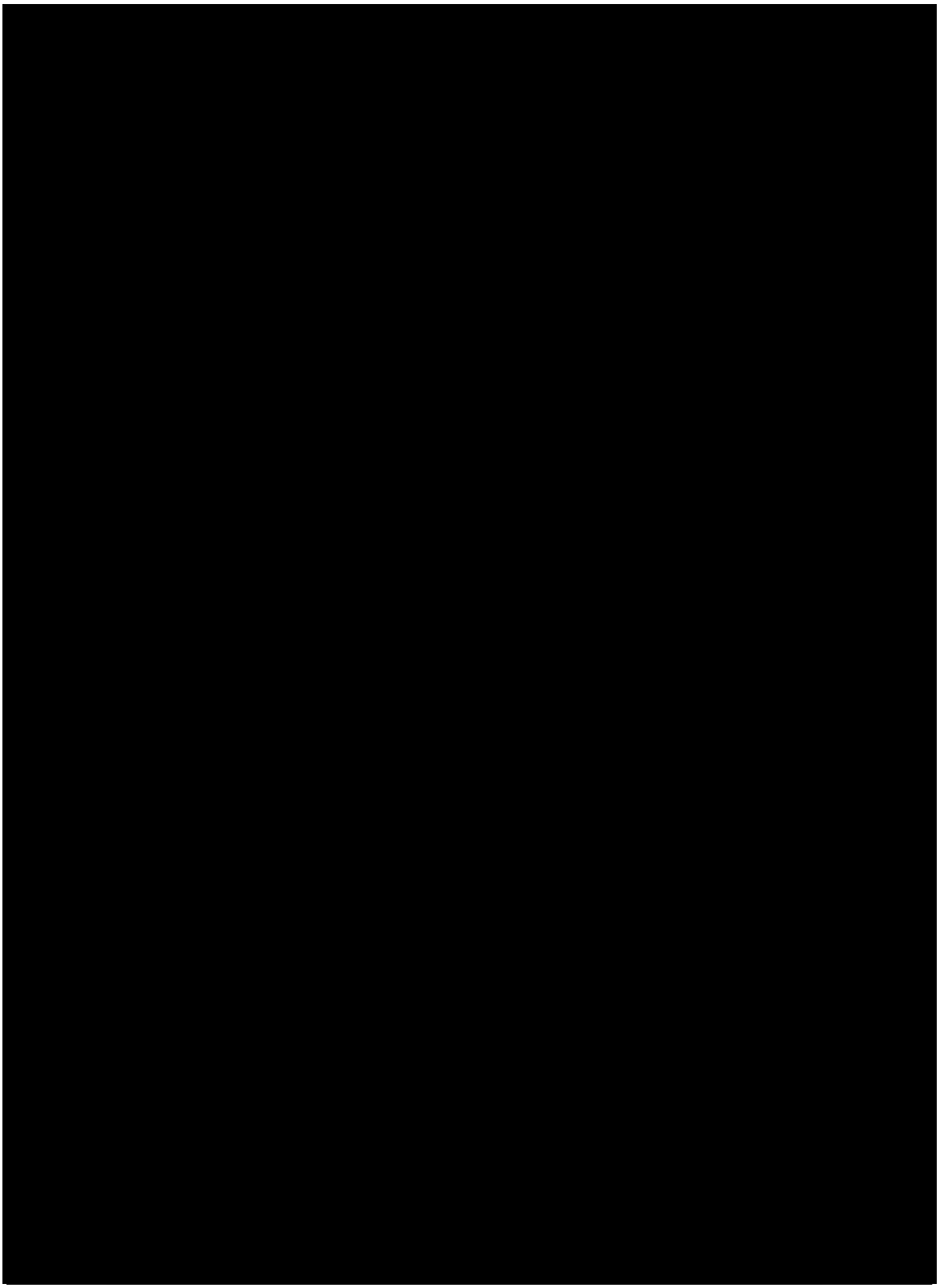


図１－３－４　キャスク固定治具台座部分のキャスク仮置台の簡易計算モデル
（図１－３－３を①方向から見た図，上図：キャスク仮置台実形状，中図：簡易化した片持ち梁モデル，下図：断面二次モーメント算出モデル（上図の赤矢印より矢視））

b. キャスク固定治具旋回受け保護バンパと破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突（取扱いモード No. 2）

旋回受け保護バンパの衝突は防振ゴムの衝撃吸収機能を無視し炭素鋼のフレームに破損燃料用輸送容器（7 体）が衝突することを考慮する。図１－３－５に示すような底面を固定端とした片持ち梁として簡易モデル化する。曲げモーメントとたわみの式よりばね定数を求める。

図１－３－５の簡易モデルにおける ℓ_1 及び ℓ は実物の寸法より ℓ_1＝[redacted]，ℓ＝[redacted]とする。断面二次モーメント I_1 及び I_2 は長方形の断面二次モーメントの公式（$I=bh^3/12$，b：幅，h：高さ）より求める。容器が衝突する場合は簡易モデルの左側から衝突するため，図１－３－５の右図のように保護バンパを上から見た場合の長方形モデルが変形すると考える。幅 b_1，幅 b_2，高さ h_1，高さ h_2 は実物の寸法より b_1＝[redacted]，b_2＝[redacted]，h_1＝[redacted]，h_2＝[redacted]とする。

$$I_1 = \frac{b_1 \cdot {h_1}^3}{12}$$

＝[redacted]

$$I_2 = \frac{b_2 \cdot {h_2}^3}{12}$$

＝[redacted]

荷重位置を始点として 0≦ x ≦ℓ_1 のとき曲げモーメント M＝P・x として，たわみ角を θ，たわみを y とすると微分し下記を得る。

$$\theta = \frac{P}{E \cdot I_1}\left\{\frac{1}{2}x^2 + C_1\right\} \qquad (7)$$

$$y = \frac{P}{E \cdot I_1}\left\{\frac{1}{6}x^3 + C_1 x + C_2\right\} \qquad (8)$$

ℓ_1≦ x ≦ℓ のとき曲げモーメントは M＝P・x により

$$\theta = \frac{P}{E \cdot I_2}\left\{\frac{1}{2}x^2 + C_3\right\} \qquad (9)$$

$$y = \frac{P}{E \cdot I_2}\left\{\frac{1}{6}x^3 + C_3 x + C_4\right\} \qquad (10)$$

・境界条件

x ＝ℓ の時，θ ＝0 により式(9)より積分定数 C_3 の解を求める。

$$\theta = \frac{P}{E \cdot I_2}\left\{\frac{1}{2}x^2 + C_3\right\} \qquad (9)$$

$$0 = \left\{\frac{1}{2}\ell^2 + C_3\right\}$$

$$C_3 = -\frac{1}{2}\ell^2$$

$$= \blacksquare$$

x ＝ℓ の時，y＝0 により式(10)より積分定数 C_4 の解を求める。

$$y = \frac{P}{E \cdot I_2}\left\{\frac{1}{6}x^3 + C_3 x + C_4\right\} \qquad (10)$$

$$0 = \left\{\frac{1}{6}\ell^3 + C_3\ell + C_4\right\}$$

$$C_4 = -\ell\left\{\frac{1}{6}\ell^2 + C_3\right\}$$

$$= \blacksquare$$

x ＝ℓ_1 の時，(7)＝(9)より，積分定数 C_1 の解を求める。

$$\frac{P}{E \cdot I_1}\left\{\frac{1}{2}\ell_1{}^2 + C_1\right\} = \frac{P}{E \cdot I_2}\left\{\frac{1}{2}\ell_1{}^2 + C_3\right\}$$

$$\frac{1}{I_1}\left\{\frac{1}{2}\ell_1{}^2 + C_1\right\} = \frac{1}{I_2}\left\{\frac{1}{2}\ell_1{}^2 + C_3\right\}$$

$$C_1 = \frac{I_1}{I_2}\left\{\frac{1}{2}\ell_1{}^2 + C_3\right\} - \frac{1}{2}\ell_1{}^2$$

$$= \blacksquare$$

x ＝ℓ_1 の時，(8)＝(10)より，積分定数 C_2 の解を求める。

$$\frac{P}{E \cdot I_1}\left\{\frac{1}{6}\ell_1{}^3 + C_1\ell_1 + C_2\right\} = \frac{P}{E \cdot I_2}\left\{\frac{1}{6}\ell_1{}^3 + C_3\ell_1 + C_4\right\}$$

$$\frac{1}{I_1}\left\{\frac{1}{6}\ell_1{}^3 + C_1\ell_1 + C_2\right\} = \frac{1}{I_2}\left\{\frac{1}{6}\ell_1{}^3 + C_3\ell_1 + C_4\right\}$$

$$C_2 = \frac{I_1}{I_2}\left\{\frac{1}{6}\ell_1{}^3 + C_3\ell_1 + C_4\right\} - \ell_1\left\{\frac{1}{6}\ell_1{}^2 + C_1\right\}$$

$$= \blacksquare$$

x＝0 の時のたわみを求める式は式(8)より

$$y=\frac{P}{E\cdot I_1}\cdot C_2$$

として，ばね定数は

$$k=\frac{E\cdot I_1}{C_2}$$

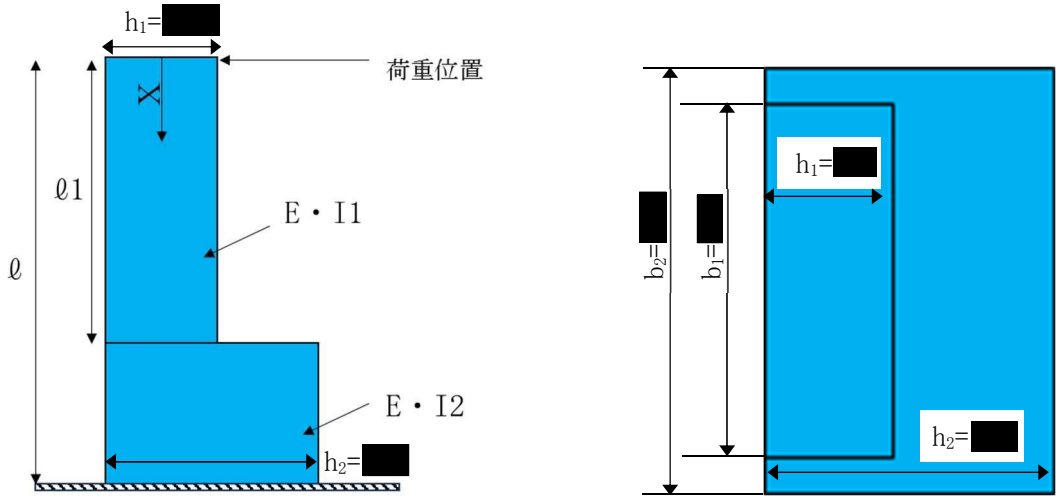
＝1.177×10^{9}N/m

ここで旋回速度は [redacted] より，加速度を(2)式で計算する。事象発生時に二次蓋を取り外していることを考慮し破損燃料用輸送容器（7 体）質量 m は二次蓋分を減じる。

$$\alpha=\sqrt{\frac{k}{m}\cdot V^2} \qquad (2)$$

＝20.56m/s^2＝2.10G

余裕を見て 3.0G を評価加速度とする。



（単位：mm）

図１－３－５　キャスク固定治具旋回受け保護バンパの炭素鋼フレーム簡易計算モデル
（左図：図１－３－３を②方向から見た図，右図：左図を上から見た図）

c．キャスク固定治具トラニオンガイドとトラニオンの衝突（取扱いモードNo.2）

(a) ばね定数算出

キャスク固定治具トラニオンガイドと計算のため簡易化させたモデルを図１－３－６に示す。図１－３－６の図③は図①のトラニオンガイドの水平断面図である。図①のトラニオンガイドの横幅は [redacted]，トラニオン保護バンパ部の奥行は [redacted] であり，図③の [redacted] の部分に相当する。

また，図①のトラニオン保護バンパ右下の板状部材は補強部であり図③における [redacted] の部分に相当し，図①のトラニオン保護バンパ左下の点線による板状部材も補強部で図③における [redacted] の部分に相当する。図②に示すトラニオン衝突位置 ℓ_1＝0.867m は，トラニオン着座時のトラニオン中心部の高さ（[redacted]）に対し，トラニオン衝突事象が発生する場合の容器の吊り上げ高さを加えている。事象発生時はトラニオン着座状態から 250mm 浮いていると想定し，[redacted] としている。

梁のたわみδを算出し(6)式よりばね定数を求める。断面二次モーメントＩは図１－３－６の構造として求める。

$I =$ [redacted]

$=$ [redacted]

ここで，

E＝[redacted]

ℓ_1＝[redacted]

として，(6)式より

$$k = \frac{3EI}{(\ell_1{}^3)} \qquad (6)$$

$=3.779\times10^{9}$N/m

(b) 慣性モーメント算出

円柱の慣性モーメントは(4)式より求める。R は破損燃料用輸送容器（7 体）外筒半径 [redacted]，事象発生時に二次蓋を取り外していることを考慮し破損燃料用輸送容器（7 体）の質量 m は二次蓋分を減じると，

$$J = \frac{1}{2}mr^2 \qquad (4)$$

$=$ [redacted]

(c) 加速度算出

加速度は(3)式を用い，角速度は [redacted] より，[redacted] を用いると，

$$\alpha = \frac{k\omega}{m}\sqrt{\frac{J}{k}} \qquad (3)$$

＝7.54m/s^2＝0.77G

余裕を見て 1.0G を評価加速度とする。

[redacted]

図１－３－６　キャスク固定治具トラニオンガイドの簡易計算モデル
（図１－３－３の左側トラニオンガイドを②方向から見た図，
図①：キャスク固定治具トラニオンガイド，
図②：簡易はりモデル（図①赤点線枠部），図③：ガイドの水平断面形状 ）

d. 除染ピット内の容器台座と破損燃料用輸送容器(7 体)の衝突(取扱いモード No.4)

(a) ばね定数算出

本事象ではピット内の容器台座に底面が着座する。台座の構造を図１－３－７に示す。ばね定数の算出にあたり，[redacted]形鋼材のフランジ及びウェブと，平板要素に分解し，それぞれのばね定数を算出の上フックの法則による直列ばねとして合成してばね定数を求める。

・ばね定数 k_1 (H 鋼フランジ断面を荷重面とする場合の剛性)

図１－３－７の左中図に示すフランジ断面モデルで赤塗部が破損燃料用輸送容器（7 体）から受ける荷重面である。梁の断面は下記の通り求める。

[redacted]

フランジ板は断面積が大きいため，代表長さℓ_1をフランジの厚さ（上側フランジ＋下側フランジ）の[redacted]に設定する。(ウェブのフィレット半径を含む)

ばね定数は(5)式より

$$k_1 = \frac{E \cdot A_1}{\ell_1} \qquad (5)$$

$$= 2.079 \times 10^{12}\ \mathrm{N/m}$$

・ばね定数 k_2(ウェブ断面を荷重面とする場合の剛性)

図１－３－７の右中図に示すウェブ断面モデルで赤塗部が破損燃料用輸送容器（7 体）から受ける荷重面である。梁の断面は下記の通り求める。

[redacted]

[redacted]

代表長さℓ_2をウェブの長さ[redacted]としてばね定数は(5)式より

$$k_2 = \frac{E \cdot A_2}{\ell_2} \qquad (5)$$

$=3.113\times10^{10}$N/m

・ばね定数k_3(平板断面を荷重面とする場合の剛性)

破損燃料用輸送容器（7 体）底面の直径[redacted]より，面積A_3=[redacted]とする。代表長さℓは平板の厚さℓ_3=[redacted]とし，ばね定数は(5)式より

$$k_3 = \frac{E \cdot A_3}{\ell_3} \qquad (5)$$

$=4.146\times10^{12}$N/m

・合成ばね定数 k

合成ばね定数 k はフックの法則より

$$k = \left(\frac{1}{k_1}+\frac{1}{k_2}+\frac{1}{k_3}\right)^{-1}$$

$=3.045\times10^{10}$N/m

(b) 加速度算出

(1)式を用いて加速度を計算する。事象発生時に二次蓋を取り外していることを考慮し破損燃料用輸送容器（7 体）の質量 m は二次蓋分を減じる。

$$\alpha = g + \sqrt{g^2 + \frac{k}{m} \cdot V^2} \qquad (1)$$

$=39.27$m/s^2$=4.00$G

余裕を見て 5.0G を評価加速度とする。

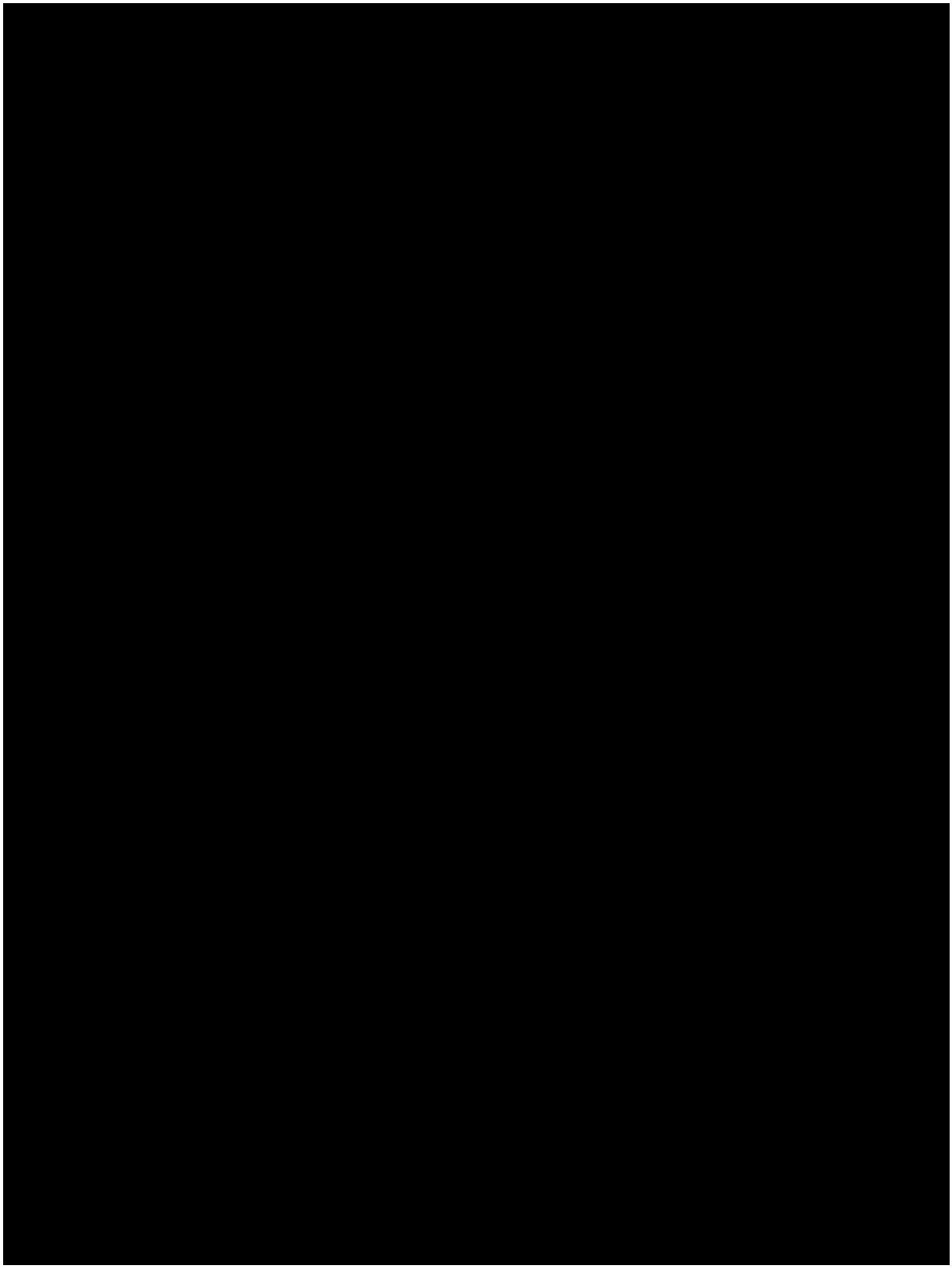


図１－３－７　除染ピット容器台座の簡易計算モデル

e. 破損燃料用輸送容器（7 体）を垂直吊りした状態での下部トラニオンと輸送架台の衝突（取扱いモード No.6）

３号機と同一の輸送架台を使用するため，ばね定数は３号機と同一となり，加速度は(1)式で計算する。

ただし，k：衝突対象のばね定数(＝2.882×10^{10}N/m)

$$\alpha = g + \sqrt{g^2 + \frac{k}{m} \cdot V^2} \qquad (1)$$

＝38.37m/s^2＝3.91G

余裕を見て 4.0G を評価加速度とする。

(4) 既存評価への包絡性検討

(3)の加速度算出結果より既存評価への包絡性を検討し，検討結果を表１－３－４に示す。

評価対象部位の容器本体及び蓋並びにバスケットについて，事象 a，c，d 及び e は既存評価と同等または既存評価に包絡されることから，既存評価が適用可能であるため評価を省略し，事象 b のみ評価する。

また，評価対象部位のトラニオンについて，事象 a，b 及び d ではトラニオンは衝撃発生箇所には該当せず，事象 c 及び e は既存評価に包絡される。したがって，評価対象部位のうちトラニオンは既存評価が適用可能であるため評価を省略する。

表１－３－４　既存評価への包絡性検討結果と新評価要否

設計事象Ⅱ	衝撃発生箇所	加速度	既存評価への包絡性	
			容器本体及び蓋並びにバスケット	トラニオン
a. キャスク固定治具台座部分と破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突 （取扱いモード No. 2）	容器底面	5.0G	－ 既存評価の「転倒防止台座への衝突」及び「キャスクピット床面への衝突」と衝撃発生箇所が同一かつ，評価加速度 9.0G に加速度が包絡される	－ 衝撃発生箇所がトラニオンではないため，評価を省略
b. キャスク固定治具旋回受け保護バンパと破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突 （取扱いモード No. 2）	容器底板側面	3.0G	○ 衝撃発生箇所が同等となる既存評価が存在しないため，新評価を実施する	
c. キャスク固定治具トラニオンガイドとトラニオンの衝突 （取扱いモード No. 2）	トラニオン	1.0G	－ 設計事象Ⅰの「構内輸送時」における左右方向加速度 1.0G と同等	
d. 除染ピット内の容器台座と破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突 （取扱いモード No. 4）	容器底面	5.0G	－ 既存評価の「転倒防止台座への衝突」及び「キャスクピット床面への衝突」と衝撃発生箇所が同一かつ，評価加速度 9.0G に加速度が包絡される	－ 衝撃発生箇所がトラニオンではないため，評価を省略
e. 破損燃料用輸送容器（7 体）を垂直吊りした状態での下部トラニオンと輸送架台の衝突 （取扱いモード No. 6）	トラニオン	4.0G	－ 既存評価の「輸送架台への衝突」と衝撃発生箇所が同一かつ，評価加速度 4.0G に加速度が包絡される	

○：既存評価への包絡性が確認できないため，新評価が必要

－：既存評価に包絡されるため既存評価が適用可能である，または評価対象外のため，評価を省略する。

(5) 各設計事象における荷重条件

破損燃料用輸送容器（7 体）の各設計事象における荷重条件を表１－３－５及び表１－３－６に示す。なお，設計条件及び設計事象Ⅰ，Ⅱは既存評価が適用可能な評価を省略することから，新評価のキャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突事象における荷重条件のみを示す。ただし，当該事象は二次蓋を取り外していることから二次蓋，二次蓋ポートカバー，二次蓋ボルト及び二次蓋ポートカバーボルトは評価対象外とする。

また，２号機燃料取り出し期間中の耐圧試験を想定していないことから，試験状態は評価対象外とする。

表１－３－５　荷重条件（容器本体及び蓋）

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
設計条件	設計時	－	最高使用圧力：2.0MPa ボルト初期締付け力 キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 　下方向：1.0G（自重を考慮） 　横方向：3.0G
Ⅱ	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突（取扱いモードNo.2）	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 　下方向：1.0G（自重を考慮） 　横方向：3.0G 熱荷重

表１－３－６　荷重条件（バスケット）

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
設計条件	設計時	－	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 　下方向：1.0G（自重を考慮） 　横方向：3.0G
Ⅱ	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突（取扱いモードNo.2）	－	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 　下方向：1.0G（自重を考慮） 　横方向：3.0G 熱荷重

1.3.4.　設計基準

「添付資料－２－１－２　1.3.4. 設計基準」を参照。ただし，設計事象Ⅰにおける許容応力及びトラニオンについては，評価を省略するため評価対象外とする。

1.3.5.　評価方法及び評価モデル

1.3.5.1.　容器本体及び蓋

容器本体及び蓋の主な構造部材の応力評価箇所を図１－３－８及び図１－３－９に示す。荷重条件は表１－３－５に示した通りである。

(1) 設計条件

設計時における荷重は次に示す組合せとする。

最高使用圧力＋ボルト初期締付け力＋設計事象により発生する機械的荷重（自重含む）

① 胴，底板，一次蓋

容器の実形状をモデル化し構造解析コードABAQUSを用いて応力評価を行う。

a. 最高使用圧力，ボルト初期締付け力

解析コードABAQUSの三次元固体（連続体）要素による解析モデルを図１－３－１０に示す。なお，キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時は二次蓋を取り外した状態であるため，二次蓋を考慮しない解析モデルとする。

b. 機械的荷重による応力

(a) キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突

解析コードABAQUSの三次元固体（連続体）要素による解析モデルを図１－３－１１（自重作用時）及び図１－３－１２（衝突時荷重作用時）に示す。

② ポートカバー

a. 最高使用圧力による応力

「添付資料－２－１－２　1.3.5.1.　1)　②　(a) 最高使用圧力による応力」を参照。

③ 一次蓋ボルト，ポートカバーボルト

a. 最高使用圧力及びガスケット締付けによる平均引張応力

「添付資料－２－１－２　1.3.5.1.　1)　③　(a) 最高使用圧力及びガスケット締付による平均引張応力」を参照。

(2) 設計事象Ⅱ　キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突

キャスク固定治具旋回受け保護バンパ衝突時における荷重は次に示す組合せとする。

容器内圧＋ボルト初期締付力＋熱荷重＋衝突時荷重（自重を含む）

① 胴，底板，一次蓋

a. 内圧，ボルト初期締付け力

内圧及びボルト初期締付け力の計算方法は「(1)　①　a. 最高使用圧力，ボルト初期締付け力」と同様である。ただし，燃料健全時の内圧を用いて計算する。

b. 機械的荷重による応力

機械的荷重による応力の計算方法は「(1)　①　b.　(a) キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突」と同様である。

c. 熱荷重による応力

容器の実形状をモデル化し構造解析コード ABAQUS を用いて応力評価を行う。解析コード ABAQUS の軸対称固体(連続体)要素による解析モデルを図１－３－１３に示す。熱荷重として，図１－３－１４に示す吊上げ時（縦置き時，健全燃料時）での熱解析の結果（既存評価）から得られた破損燃料用輸送容器（7 体）に生じる温度勾配による荷重を用いる。ただし，本事象において二次蓋は取り付いていない状態であるため，二次蓋の応力は計算結果によらずゼロとする。

d. 平均せん断応力

平均せん断応力が発生する箇所は存在しないため評価を省略する。

e. 平均支圧応力

底板とバスケット底面との接触部に発生する平均支圧応力(σ_b)は次式で計算する。

$$\sigma_b = \frac{m_G \cdot G_Z}{A}$$

ここで，

m_G：バスケットの質量（＝[redacted]）

G_Z：後方向加速度（＝9.807m/s^2）

A：接触面積（＝[redacted]）

f. 圧縮応力

胴に生じる圧縮応力(σ_c)は次式で計算する。

$$\sigma_c = \frac{m_G \cdot G_Z}{A}$$

ここで，

m_G：破損燃料用輸送容器（7 体）の質量（＝[redacted]）

G_z：後方向加速度（＝9.807m/s^2）

A：胴の断面積（＝[redacted]）

② ポートカバー

キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突において，圧力による応力を除きポートカバーに生じる応力は無視できる。

③ 一次蓋ボルト，ポートカバーボルト

a. 一次蓋ボルト

(a) 最高使用圧力による平均引張応力

最高使用圧力による平均引張応力(σ_{m1})の計算方法は「(1) ③ a. 最高使用圧力及びガスケット締付けによる平均引張応力」と同様である。

(b) ボルト初期締付け力による平均引張応力

ボルト初期締付け力によって発生する引張応力(σ_{m3})は次式で計算する。

$$\sigma_{m3} = \frac{F_s}{A}$$

ここで，

F_s：ボルト初期締付け力（＝[redacted]）

A：ボルト最小断面積（＝[redacted]）

(c) キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時に作用する加速度による平均引張応力

キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時の荷重による引張応力は発生しないため，計算及び評価を省略する。

(d) キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時に作用する加速度による曲げ応力

キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時に作用する加速度によって発生する曲げ応力(σ_b)は次式で計算する。

$$\sigma_b = \frac{1}{n} \cdot \frac{m \cdot G_X \cdot l_b}{8 \cdot Z}$$

ここで，

n：ボルト本数（＝[redacted]）

m：一次蓋の質量（＝[redacted]）

G_x：加速度（＝29.42m/s^2）

ℓ_b：ボルト長さ（＝[redacted]）

Z：ボルトの断面係数（＝[redacted]）

以上から，平均引張応力（σ_m）は(a)～(c)より$\sigma_{m1}+\sigma_{m3}$で計算し，平均引張応力＋曲げ応力（$\sigma_m+\sigma_b$）は(a)～(d)より$\sigma_{m1}+\sigma_{m3}+\sigma_b$で計算する。

b. ポートカバーボルト

(a) 最高使用圧力による平均引張応力

最高使用圧力による平均引張応力（σ_{m1}）の計算方法は「a. (a) 最高使用圧力による平均引張応力」と同様である。

(b) ボルト初期締付け力による平均引張応力

ボルト初期締付け力によって発生する引張応力（σ_{m3}）の計算方法は「a. (b) ボルト初期締付け力による平均引張応力」と同様である。

ただし，

F_s：ボルト初期締付け力（＝[redacted]）

A：ボルト最小断面積（＝[redacted]）

(c) キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時に作用する加速度による平均引張応力

キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時の荷重による引張応力は発生しないため，計算及び評価を省略する。

(d) キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時に作用する加速度による曲げ応力

キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時に作用する加速度によって発生する曲げ応力（σ_b）の計算方法は「a. (d) キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時に作用する加速度による曲げ応力」と同様である。

ただし，

n：ボルト本数（＝[redacted]）

m：ポートカバーの質量（＝[redacted]）

ℓ_b：ボルト長さ（＝[redacted]）
Z：ボルトの断面係数（＝[redacted]）

以上から，平均引張応力（σ_m）は(a)～(c)より $\sigma_{m1}+\sigma_{m3}$ で計算し，平均引張応力＋曲げ応力（$\sigma_m+\sigma_b$）は(a)～(d)より $\sigma_{m1}+\sigma_{m3}+\sigma_b$ で計算する。

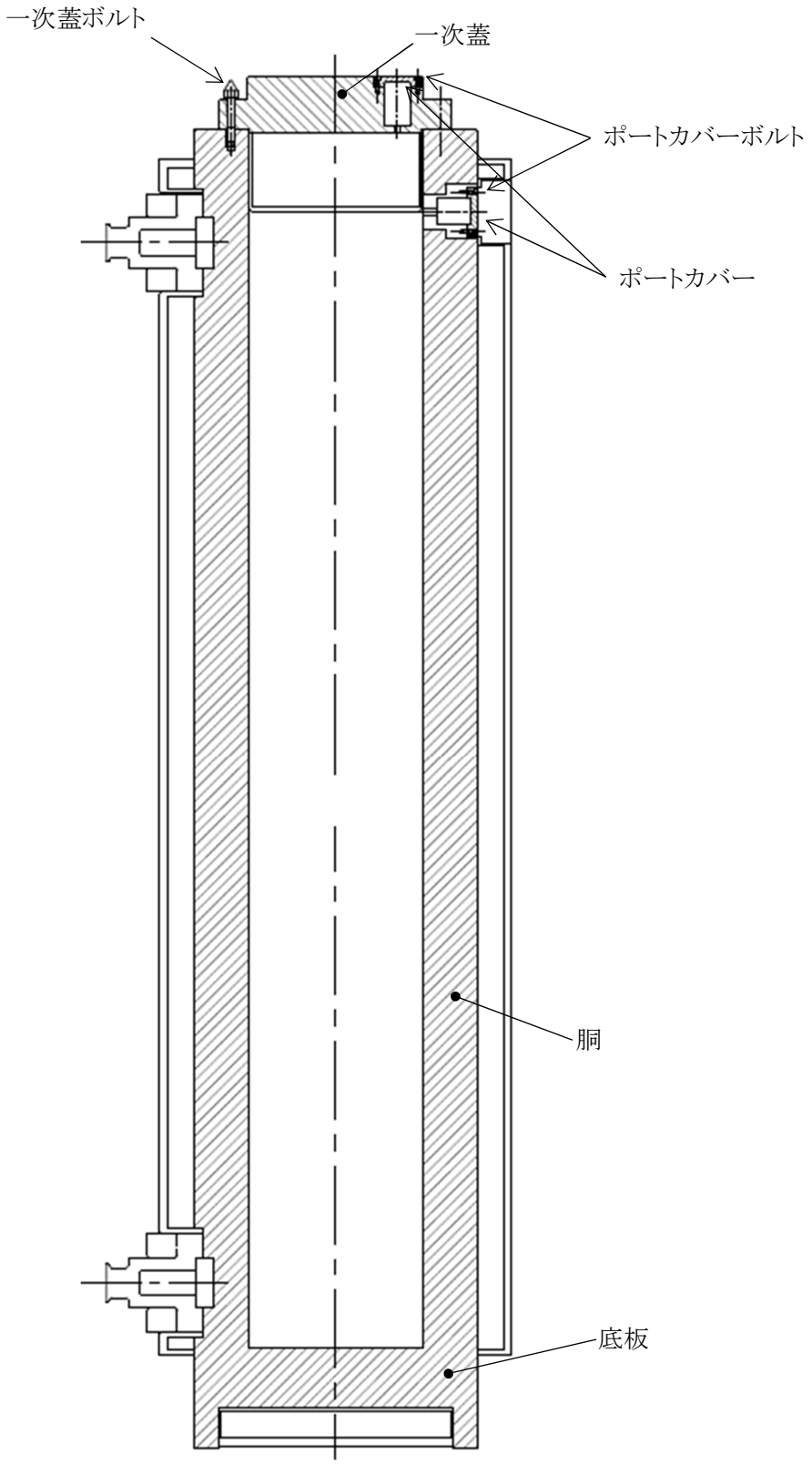


図１－３－８　容器本体及び蓋の応力評価箇所

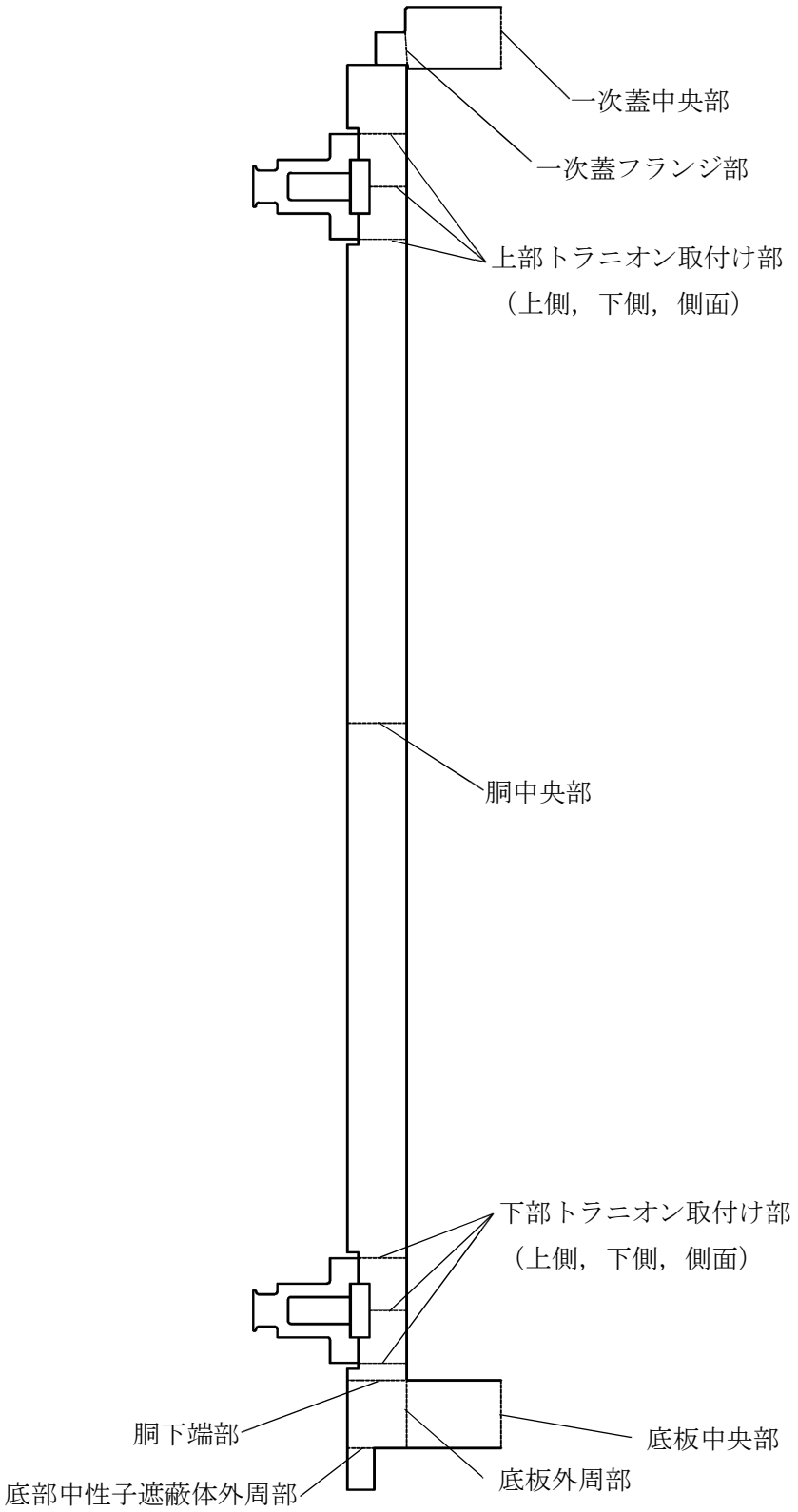


図１－３－９　容器本体及び蓋の応力評価箇所（胴，底板，蓋の詳細）

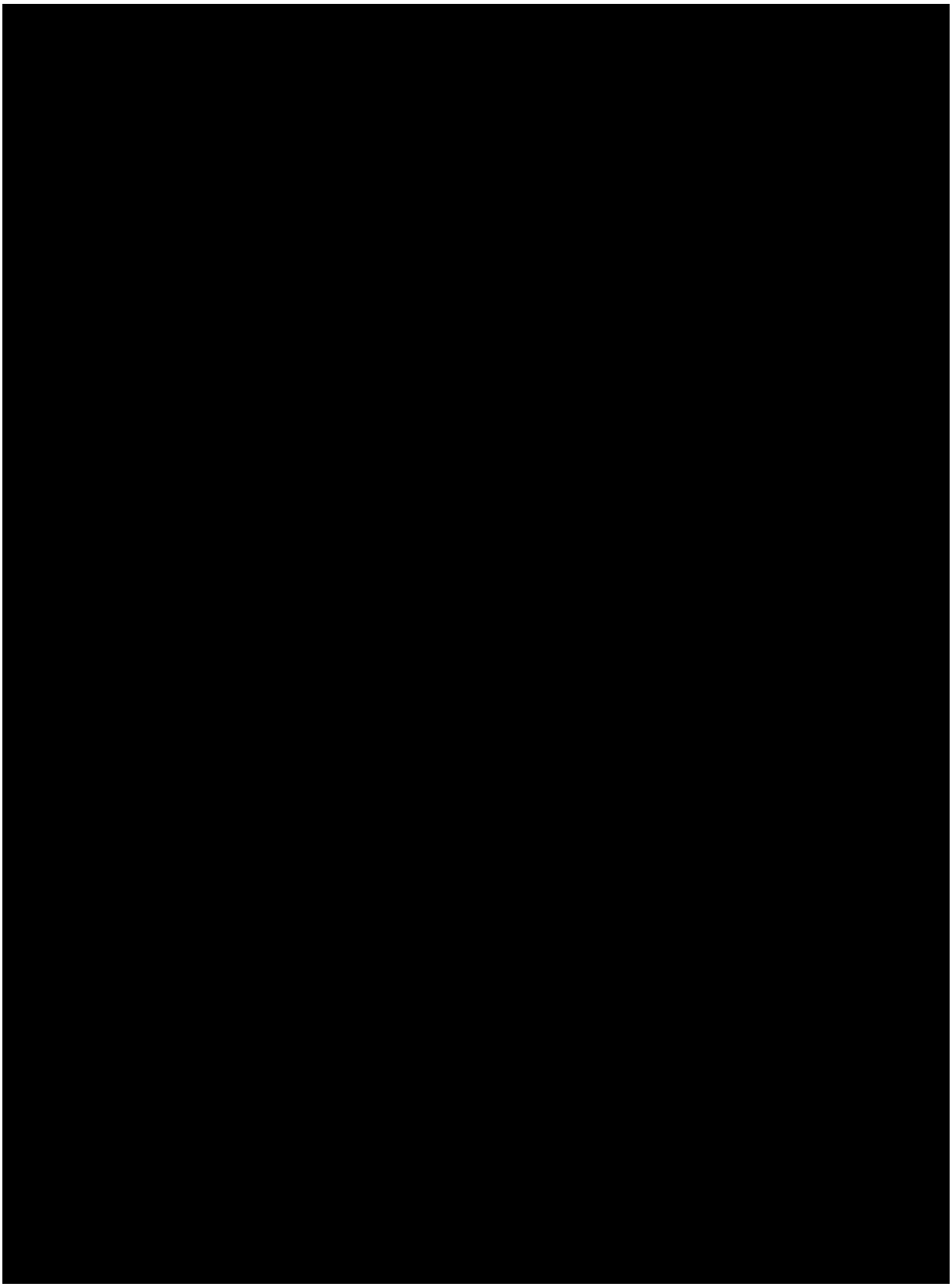


図１－３－１０　破損燃料用輸送容器（7体）の解析モデル

（容器内圧＋ボルト初期締付け力作用時）

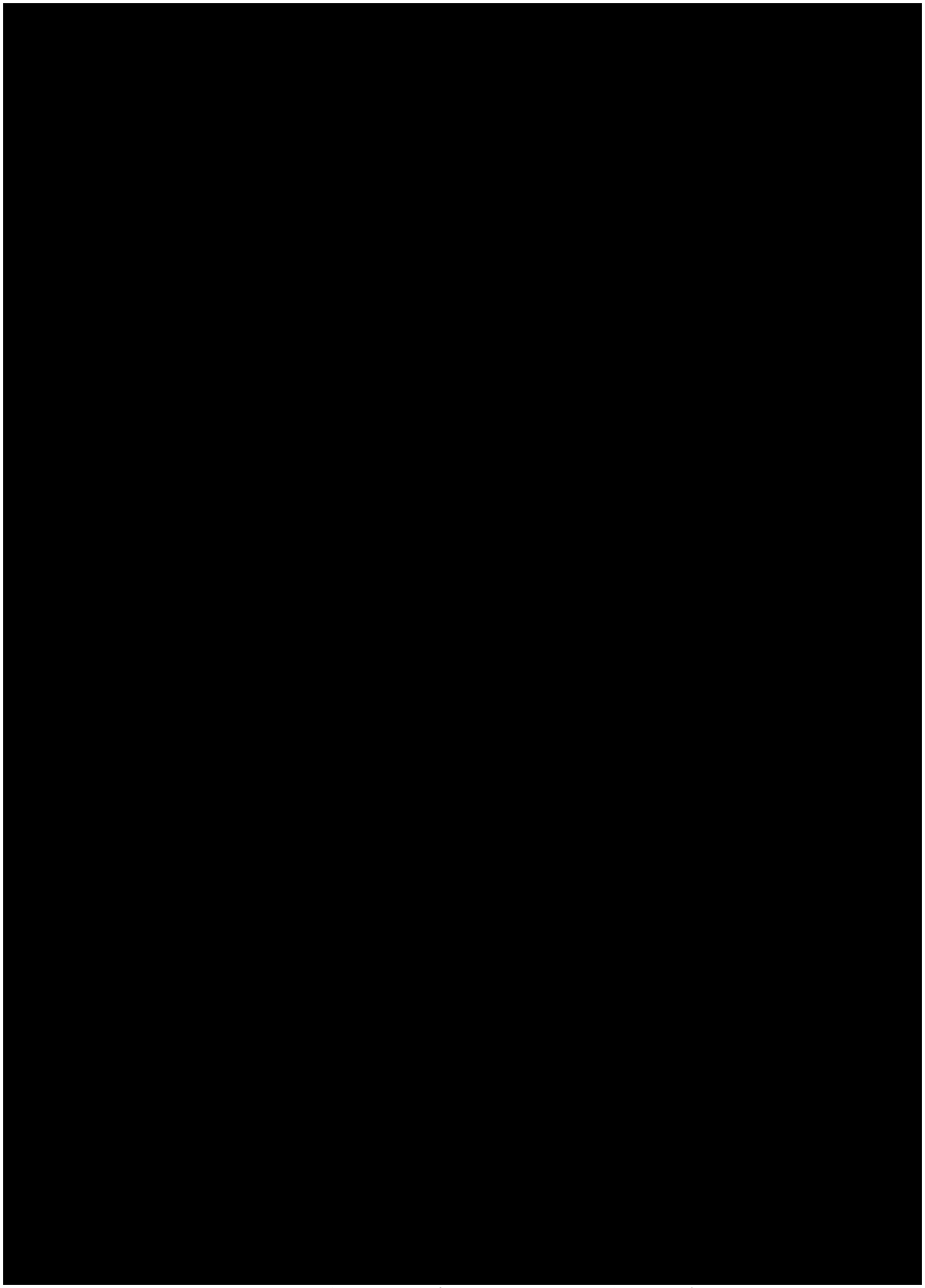


図１－３－１１　破損燃料用輸送容器（7体）の解析モデル
（キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時：自重作用時）

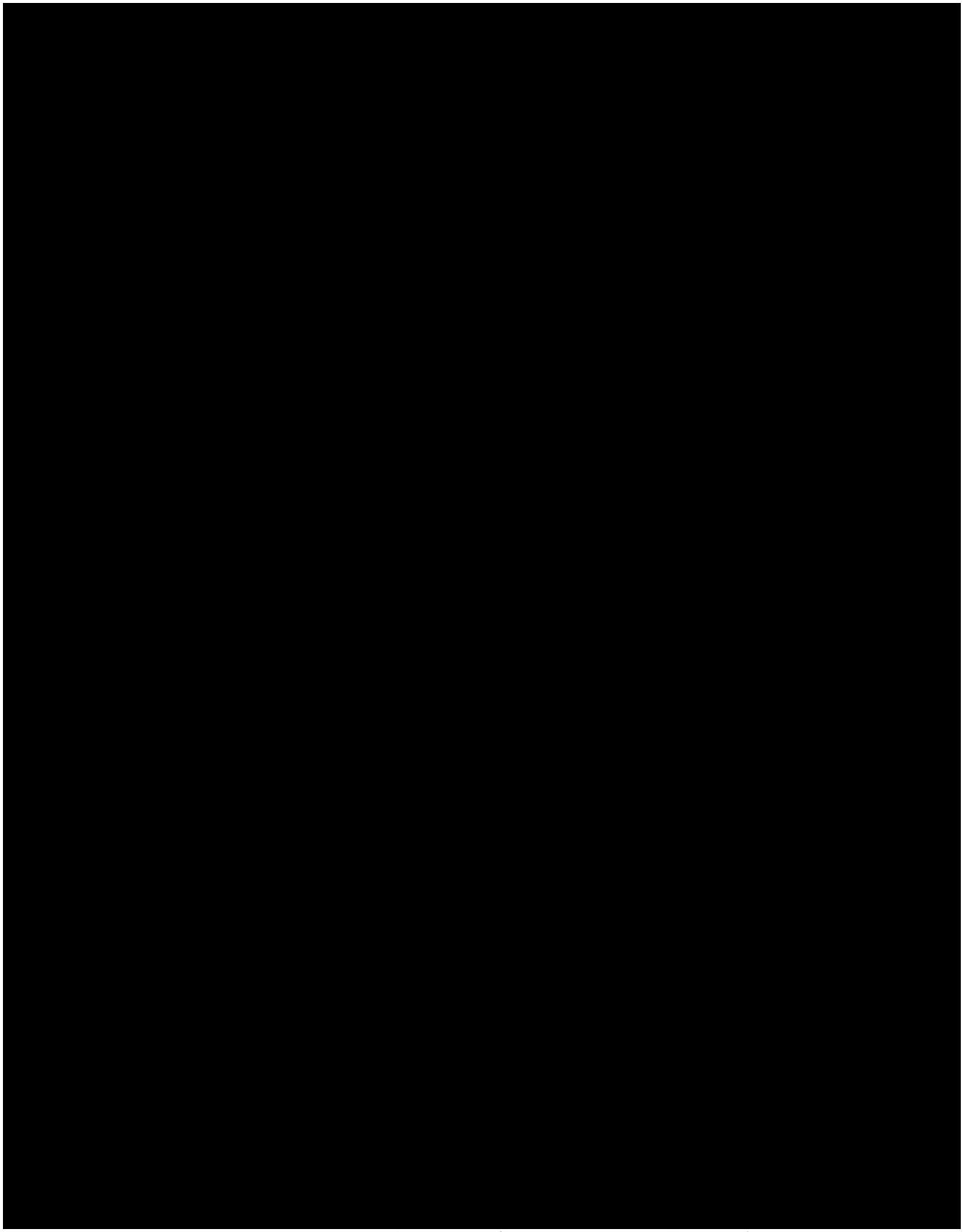


図１－３－１２　破損燃料用輸送容器（7 体）の解析モデル
（キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時：衝突時荷重作用時）

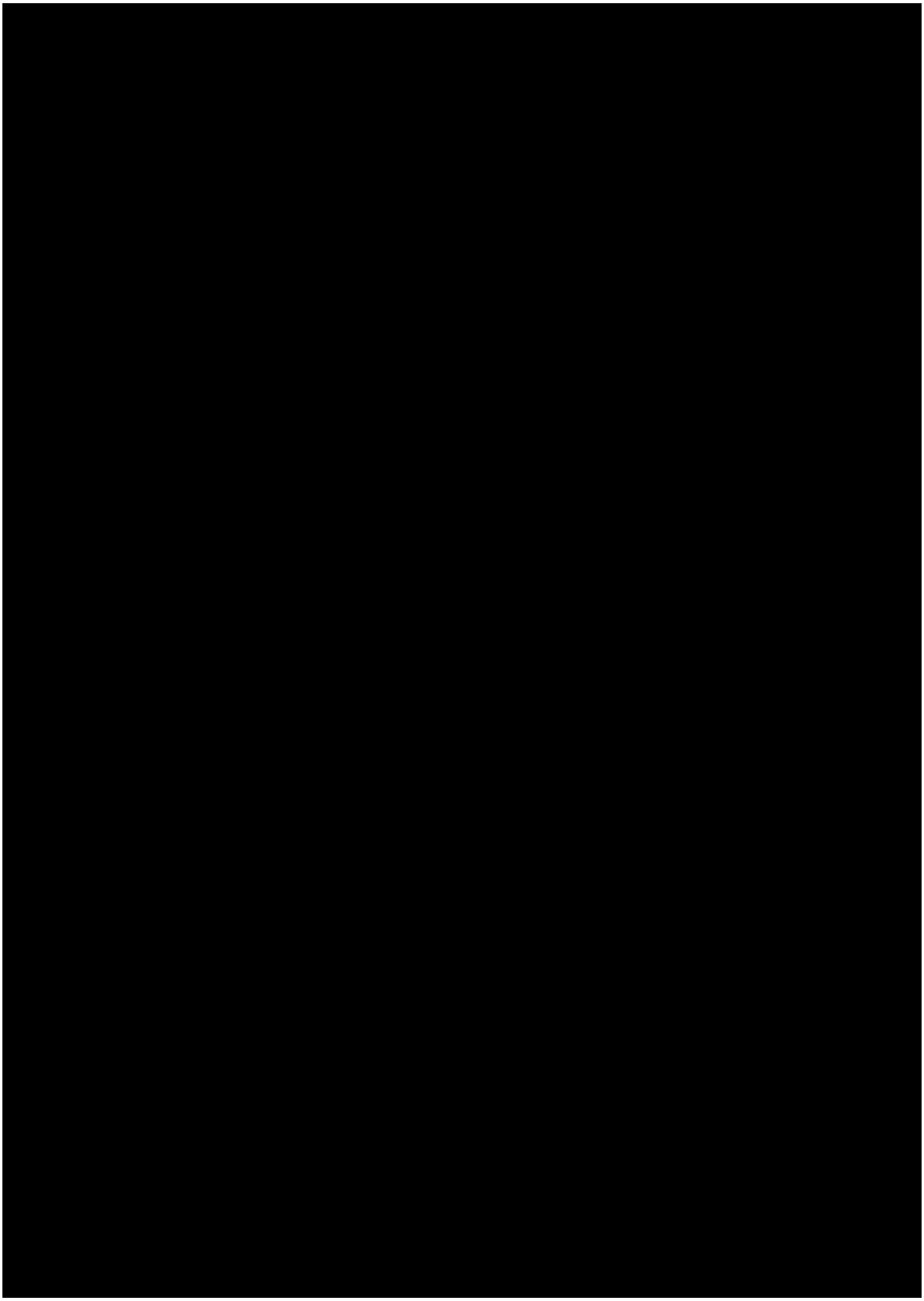


図１－３－１３　破損燃料用輸送容器（7 体）の解析モデル
（熱荷重作用時，燃料健全時）

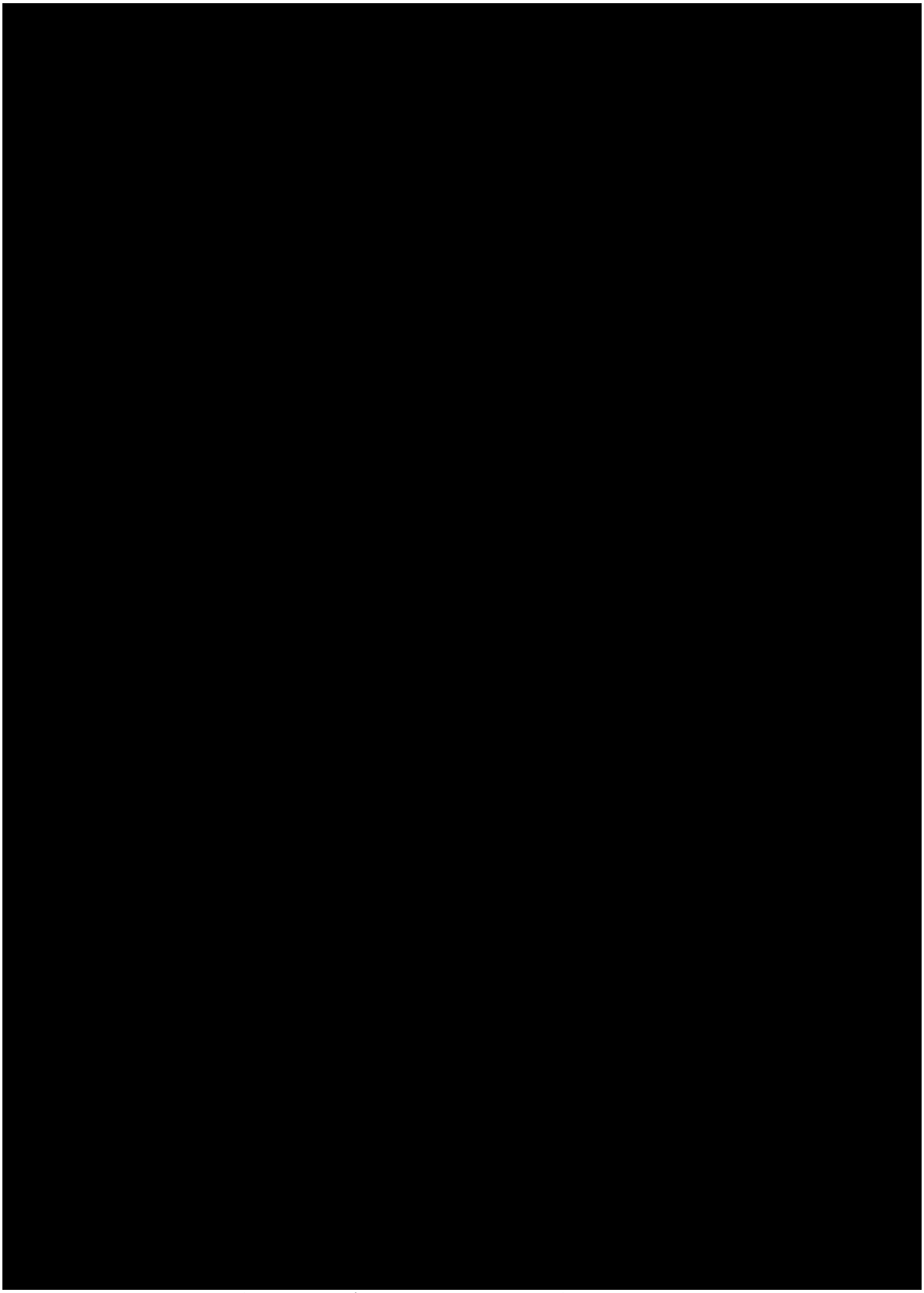


図１－３－１４　破損燃料用輸送容器（7体）の温度分布（縦置き時，燃料健全時）

1.3.5.2.　バスケット

バスケットの応力評価箇所を図１－３－１５に示す。荷重条件は表１－３－６に示した通りである。

(1) 設計条件

バスケットには，バスケット，収納缶，使用済燃料集合体及びバスケット格子内部の水の質量に，キャスク固定治具旋回受け保護バンパの衝突時の加速度，

G_x：図１－３－１５に示すx方向の加速度（＝0m/s^2）

G_y：図１－３－１５に示すｙ方向の加速度（＝29.42m/s^2）

G_z：図１－３－１５に示すｚ方向の加速度（＝9.807m/s^2）

が付加されることによる荷重が発生する。

① 一次一般膜応力

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所は，バスケットの応力評価箇所の図１－３－１５の評価点①である。評価点①の一次一般膜応力(P_m)は，次式で計算する。

$$P_m = \frac{m_1 \cdot G_y}{A_1}$$

ここで，

m_1：評価点①に作用する質量（＝[redacted]）

A_1：評価点①の断面積（＝[redacted]）

② 一次膜応力＋一次曲げ応力

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所は，バスケットの応力評価箇所の図１－３－１５の評価点④である。

(a) x 方向の荷重による応力

x 方向加速度（G_x）により発生する応力は，評価点④における枠板の自重による圧縮応力のみであり無視できる。

(b) y 方向の荷重による応力

評価点④には，y 方向の荷重により y 方向の垂直応力（支圧応力）σ_{y4y} が発生し，次式で計算される。

$$\sigma_{y4y} = -\frac{m_{y4} \cdot G_y}{A_{y4}}$$

ここで，

m_{y4}：y 方向加速度作用時に評価点④で支持する質量（＝[redacted]）

A_{y4}：評価点④のｙ方向荷重支持面積（＝[redacted]）

また，評価点④には，ｙ方向の荷重により曲げ応力（ｚ方向の垂直応力）σ_{z4y}が発生し，次式で計算される。

$$\sigma_{z4y} = \frac{M_{y4}}{Z_{y4}}$$

ここで，

M_{y4}：評価点④におけるｙ方向加速度作用時の曲げモーメント（N・mm）

Z_{y4}：評価点④のｙ方向加速度作用時の断面係数（＝[redacted]）

また，M_{y4}は次式で計算される。

$$M_{y4} = \frac{m_{y4} \times G_y \times \ell_{4s}}{8}$$

ここで，

ℓ_{4s}：枠板の支持ピッチ（＝[redacted]）

(c) ｚ方向の荷重による応力

評価点④には，ｚ方向の荷重によりｚ方向の垂直応力（枠板長手方向の圧縮応力及び支圧応力）σ_{z4z}が発生し，次式で計算される。

$$\sigma_{z4z} = -\frac{m_{z4} \cdot G_z}{A_{z4}}$$

ここで，

m_{z4}：ｚ方向加速度作用時に評価点④で支持する質量（＝[redacted]）

A_{z4}：ｚ方向荷重支持面積（評価点④の合計面積＝[redacted]）

(a)～(c)より，評価点④の一次一般膜＋一次曲げ応力(P_m＋P_b)は，次式で計算する。

$$P_m + P_b = \left|\left(\sigma_{z4y} + \sigma_{z4z}\right) - \sigma_{y4y}\right|$$

(2) 設計事象Ⅱ　キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突

キャスク固定治具旋回受け保護バンパ衝突時における荷重は次に示す組合せとする。

衝突時荷重（自重を含む）

① 一次＋二次応力

熱荷重は発生しないため，一次＋二次応力の計算方法は，一次応力（(1) ① 一次一般膜応力，② 一次膜応力＋一次曲げ応力）と同様である。

② 平均せん断応力

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所はバスケットの応力評価箇所の図１－３－１５の評価点⑤である。評価点⑤の平均せん断応力（τ）は，次式で計算する。

$$\tau = \frac{m_5 \cdot G_y}{A_5}$$

ここで，

m_5：評価点⑤に作用する質量（＝[redacted]）

A_5：評価点⑤の断面積（＝[redacted]）

③ 平均支圧応力

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所はバスケットの応力評価箇所の図１－３－１５の評価点①である。評価点①の平均支圧応力（σ_b）の計算方法は，一次応力（(1)　① 一次一般膜応力）と同様である。

④ 軸圧縮応力

(a) バスケット長手方向

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所はバスケットの応力評価箇所の図１－３－１５の評価点①～④である。評価点①～④の軸圧縮応力（σ_c）の計算方法は，「(1)　②　(c) z 方向の荷重による応力」と同様である。

(b) バスケット長手方向以外

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所はバスケットの応力評価箇所の図１－３－１５の評価点①である。評価点①の軸圧縮応力（σ_b）の計算方法は，一次応力（(1)　① 一次一般膜応力）と同様である。

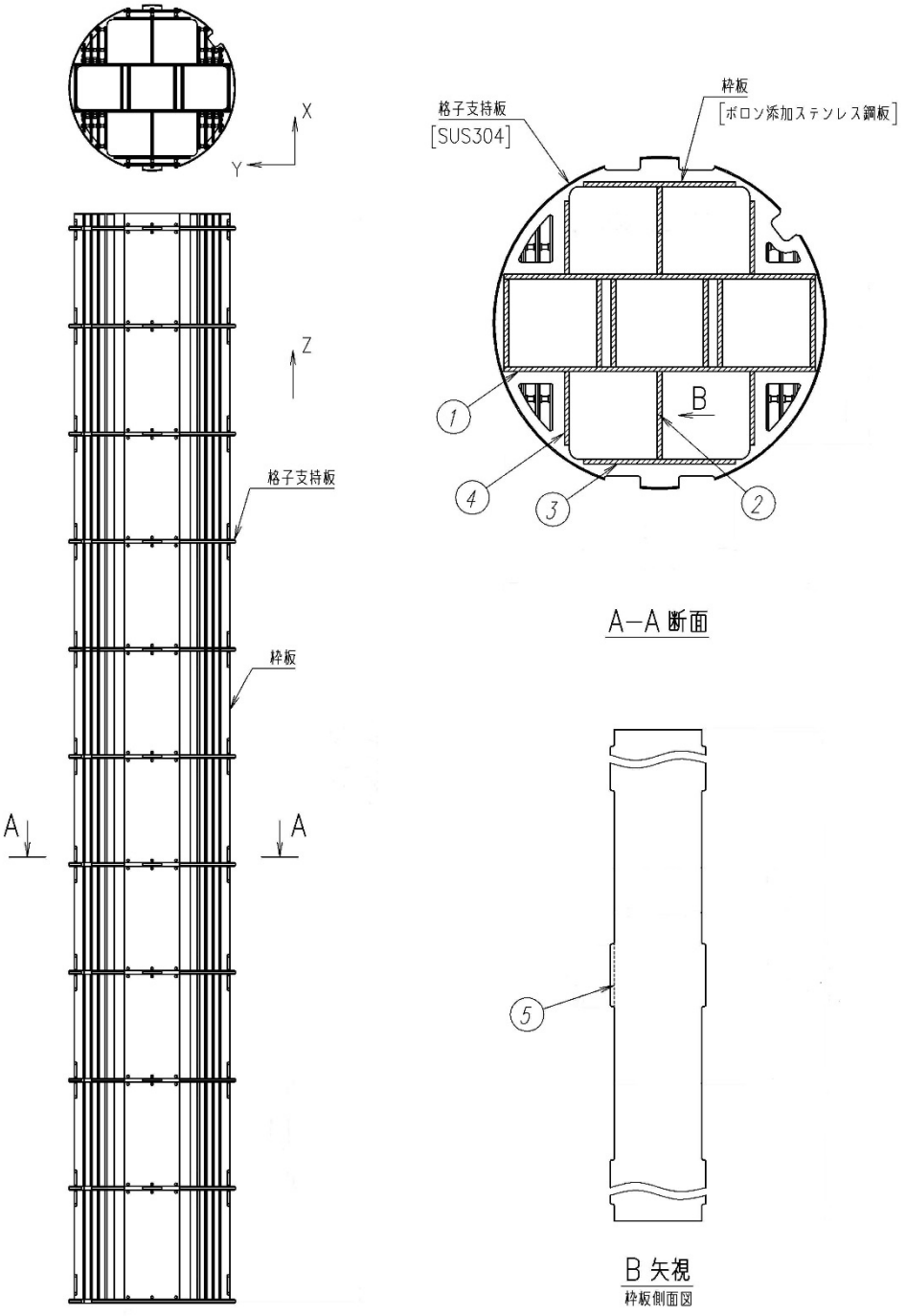


図１－３－１５　バスケットの応力評価箇所

1.3.6.　評価結果

２号機燃料取り出しで新評価となる「キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突」における評価結果を表１－３－７～表１－３－１１に示す。

また，抽出された全事象を代表事象または包絡される事象に整理し表１－３－１２及び表１－３－１７に示す。上記評価結果と「添付資料－２－１－２　1.3.6. 評価結果　表１－３－１５～表１－３－１９」の計算値を比較し全事象を考慮した最大応力と，最大応力が生じる代表事象を表１－３－１３～表１－３－１６及び表１－３－１８に示す。数値は安全側に丸めて使用するものとし，計算値については小数点以下第１位を切上げ，許容応力については小数点以下第１位を切捨て，どちらも整数で表示する。

いずれも，許容応力に対して十分に余裕がある。このため，破損燃料用輸送容器（7 体）の構造健全性は維持される。

表１－３－７　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）(1/2)

（キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次局部膜応力 (P_L)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
胴 中央部	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	設計条件	7	123	－	－	7	184	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	－	－	9	369
底板 中央部		設計条件	3	123	－	－	5	184	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	－	－	20	369
底板 外周部		設計条件	－	－	7	184	20	184	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	－	－	25	369
胴 下端部		設計条件	－	－	5	184	9	184	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	－	－	17	369
底部中性子遮蔽体外周部		設計条件	－	－	29	184	63	184	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	－	－	73	369
上部トラニオン取付け部		設計条件	－	－	12	184	20	184	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	－	－	19	369
下部トラニオン取付け部		設計条件	－	－	6	184	11	184	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	－	－	14	369

表１－３－７　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）(2/2)

（キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次局部膜応力 (P_L)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
一次蓋 中央部	SUSF304	設計条件	3	137	－	－	8	205	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	－	－	3	411
一次蓋 フランジ部		設計条件	－	－	7	205	8	205	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	－	－	6	411

表１－３－８　容器本体及び蓋の評価結果（ポートカバー）
（キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
ポートカバー	SUS304	設計条件	2	137	17	205	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	17	411

表１－３－９　容器本体及び蓋の評価結果（ボルト）
（キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	平均引張応力（σ_m）		平均引張応力＋曲げ応力（$\sigma_m+\sigma_b$）	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
一次蓋ボルト	SUS630 H1150	設計条件	101	216	－	－
		Ⅱ	302※	432	323※	648
ポートカバーボルト		設計条件	39	216	－	－
		Ⅱ	227	432	228	648

※：ボルト初期締付け力を [redacted] に変更した計算値である

表１－３－１０　容器本体及び蓋の評価結果（平均支圧応力及び圧縮応力）
（キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	平均支圧応力（σ_b）		圧縮応力（σ_c）	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
底板	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	Ⅱ	1	184	－	－
胴		Ⅱ	－	－	1	95

表１－３－１１　バスケットの評価結果

（キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突）

（単位：MPa）

部位	材料	応力の種類		設計事象				許容応力
				設計条件		Ⅱ		
				計算値	評価点（面）	計算値	評価点（面）	
バスケット	ボロン添加ステンレス鋼	一次一般膜応力(Pm)		28	①	－	－	133
		一次一般膜＋一次曲げ応力(Pm+Pb)		46	④	－	－	199
		一次＋二次応力（Pm+Pb+Q）		－	－	46	④	399
		平均せん断応力（τ）		－	－	1	⑤	79
		平均支圧応力（σ_b）		－	－	28	①	150
		軸圧縮応力（σ_c）	バスケット長手方向	－	－	1	①～④	34
			上記以外	－	－	28	①	84

表１－３－１２　容器本体及び蓋の代表事象

代表事象※		包絡される事象
i	構内輸送時	キャスク固定治具トラニオンガイドへの衝突（取扱いモードNo.2）
ii	吊上げ時	－
iii	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突（取扱いモードNo.2）	－
iv	輸送架台への衝突（取扱いモードNo.6）	－
v	搬送架台への衝突（取扱いモードNo.9）	－
vi	転倒防止台座への衝突（取扱いモードNo.11） キャスクピット床面への衝突（取扱いモードNo.12）	キャスク固定治具台座部分への衝突（取扱いモードNo.2） 除染ピット内の容器台座への衝突（取扱いモードNo.4）

※：代表事象ⅰ，ⅱ，ⅳ～ⅵにおける「設計事象の荷重条件」，「設計基準」及び「評価方法及び評価モデル」については，添付資料－２－１－２を参照。代表事象ⅲについては，1.3.3.項～1.3.5.項を参照。

表１－３－１３　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）(1/2)

（全事象）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力(P_m)			一次局部膜応力(P_L)			一次膜＋曲げ応力(P_L+P_b)			一次＋二次応力(P_L+P_b+Q)	
			代表事象	計算値	許容応力	代表事象	計算値	許容応力	代表事象	計算値	許容応力	計算値※2	許容応力
胴	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	設計条件	v	8※1	123	－	－	－	v	9※1	184	－	－
中央部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	9	369
底板		設計条件	iv	5※1	123	－	－	－	vi	10※1	184	－	－
中央部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	21※1	369
底板		設計条件	－	－	－	iii	7	184	iii	20	184	－	－
外周部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	25	369
胴		設計条件	－	－	－	iv	13※1	184	iv	23※1	184	－	－
下端部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	17※1	369
底部中性子		設計条件	－	－	－	iii	29	184	iii	63	184	－	－
遮蔽体外周部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	73	369
上部トラニオン		設計条件	－	－	－	iii	12	184	v	22※1	184	－	－
取付け部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	21※1	369
下部トラニオン		設計条件	－	－	－	iv	18※1	184	iv	32※1	184	－	－
取付け部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	32※1	369

※１：「添付資料－２－１－２　1.3.6. 評価結果　表１－３－１５～表１－３－１９」を採用

※２：全事象での最大値と最小値の差から計算するため代表事象なし

表１－３－１３　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）(2/2)

（全事象）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力(P_m)			一次局部膜応力(P_L)			一次膜＋曲げ応力(P_L+P_b)			一次＋二次応力(P_L+P_b+Q)	
			代表事象	計算値	許容応力	代表事象	計算値	許容応力	代表事象	計算値	許容応力	計算値※2	許容応力
一次蓋	SUSF304	設計条件	i	3	137	－	－	－	i	9※1	205	－	－
中央部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	4※1	411
一次蓋		設計条件	－	－	－	iii	7	205	i	9※1	205	－	－
フランジ部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	8※1	411
二次蓋		設計条件	ii	61※1	137	－	－	－	ii	102※1	205	－	－
中央部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	34※1	411
二次蓋		設計条件	－	－	－	i	36※1	205	i	64※1	205	－	－
外周部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	25※1	411
二次蓋		設計条件	－	－	－	ii	9※1	205	i	18※1	205	－	－
フランジ部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	9※1	411

※１：「添付資料－２－１－２　1.3.6. 評価結果　表１－３－１５～表１－３－１９」を採用

※２：全事象での最大値と最小値の差から計算するため代表事象なし

表１－３－１４　容器本体及び蓋の評価結果（ポートカバー）

（全事象）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力(P_m)		一次膜＋曲げ応力(P_L+P_b)		一次＋二次応力(P_L+P_b+Q)	
			計算値※	許容応力	計算値※	許容応力	計算値※	許容応力
ポートカバー	SUS304	設計条件	2	137	17	205	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	17	411
二次蓋 ポートカバー	SUSF304	設計条件	2	137	7	205	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	7	411

※：「添付資料－２－１－２　1.3.5.1. 容器本体及び蓋」及び「1.3.5.1. (2) ② ポートカバー」に示す通り，ポートカバー及び二次蓋ポートカバーに生じる応力は最高使用圧力による応力以外は無視できる。いずれの設計事象も同じ圧力を評価に用いているため代表事象なし

表１－３－１５　容器本体及び蓋の評価結果（ボルト）

（全事象）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	平均引張応力（σ_m）			平均引張応力＋曲げ応力（$\sigma_m+\sigma_b$）		
			代表事象	計算値	許容応力	代表事象	計算値	許容応力
一次蓋ボルト	SUS630 H1150	設計条件	－※3	101	216	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	i	322※2	432	i	352※2	648
二次蓋ボルト		設計条件	－※3	125※1	216	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	i	325※2	432	v	343※2	648
ポートカバーボルト		設計条件	－※3	39	216	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	i	227※1	432	i，v	229※1	648
二次蓋ポートカバーボルト		設計条件	－※3	21※1	223	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	v	216※1	446	v	216※1	669

※１：「添付資料－２－１－２　1.3.6. 評価結果　表１－３－１５～表１－３－１９」を採用

※２：添付資料－２－１－２の評価事象も含めた評価を行い，かつボルト初期締付け力を一次蓋ボルトは［redacted］に，二次蓋ボルトは［redacted］に変更した計算値である

※３：「添付資料－２－１－２　1.3.5.1. 1）　③ 一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルト，二次蓋ポートカバーボルト」に示す通り，設計条件における平均引張応力はボルトの仕様やボルト初期締付け力により計算され，設計事象ごとに差異はないため代表事象なし

表１－３－１６　容器本体及び蓋の評価結果（平均支圧応力及び圧縮応力）

（全事象）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	平均支圧応力（σ_b）			圧縮応力（σ_c）		
			代表事象	計算値	許容応力	代表事象	計算値	許容応力
底板	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	Ⅰ，Ⅱ	vi	2※	184	－	－	－
胴		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	vi	7※	95

※：「添付資料－２－１－２　1.3.6.評価結果　表１－３－１５～表１－３－１９」を採用

表１－３－１７　バスケットの代表事象

代表事象※1		包絡される事象※2
ⅰ	構内輸送時	吊上げ時 キャスク固定治具トラニオンガイドへの衝突（取扱いモードNo.2）
ⅱ	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突（取扱いモードNo.2）	－
ⅲ	搬送架台への衝突（取扱いモードNo.9）	－
ⅳ	転倒防止台座への衝突（取扱いモードNo.11） キャスクピット床面への衝突（取扱いモードNo.12）	キャスク固定治具台座部分への衝突（取扱いモードNo.2） 除染ピット内の容器台座への衝突（取扱いモードNo.4） 輸送架台への衝突（取扱いモードNo.6）

※１：代表事象ⅰ，ⅲ，ⅳにおける「設計事象の荷重条件」，「設計基準」及び「評価方法及び評価モデル」については，添付資料－２－１－２を参照。代表事象ⅱについては，1.3.3.項～1.3.5.項を参照。

※２：バスケットの設計事象は加速度方向と大きさで事象の包絡を評価できる。吊上げ時に生じる輸送容器軸方向の加速度1.32Gは構内輸送時に生じる前後方向の加速度2.0Gに包絡。また，輸送架台への衝突時に生じる輸送容器軸方向の加速度4.0Gは転倒防止台座への衝突時及びキャスクピット床面への衝突時に生じる輸送容器軸方向の加速度9.0Gに包絡。

表１－３－１８　バスケットの評価結果

（全事象）

（単位：MPa）

部位	材料	応力の種類		設計事象						許容応力
				設計条件			Ⅰ，Ⅱ			
				代表事象	計算値	評価点（面）	代表事象	計算値	評価点（面）	
バスケット	ボロン添加ステンレス鋼	一次一般膜応力(Pm)		iii	52※	②	－	－	－	133
		一次一般膜＋一次曲げ応力(Pm+Pb)		iii	159※	③	－	－	－	199
		一次＋二次応力（Pm+Pb+Q）		－	－	－	iii	159※	③	399
		平均せん断応力（τ）		－	－	－	ii	1	⑤	79
		平均支圧応力（σ_b）		－	－	－	iii	52※	②	150
		軸圧縮応力（σ_c）	バスケット長手方向	－	－	－	iv	5※	バスケット全体	34
			上記以外	－	－	－	iii	52※	②	84

※：「添付資料－２－１－２　1.3.6. 評価結果　表１－３－１５～表１－３－１９」を採用

1.3.7.　二次蓋を使用しない場合の構造強度

1.3.7.1.　基本的な考え方

「1.3.1.　基本的な考え方」を参照。ただし，荷重条件等が既存評価と異なるため1.3.7.3.(5)項の包絡される事象を除き設計事象Ⅰ及びⅡは評価を省略せずに実施する。また，二次蓋を使用しないため，二次蓋，二次蓋ポートカバー，二次蓋ボルト及び二次蓋ポートカバーボルトについては評価対象外とする。

1.3.7.2.　設計事象の抽出

「1.3.2.　設計事象の抽出」を参照。ただし，荷重条件等が既存評価と異なるため1.3.7.3.(5)項の包絡される事象を除き設計事象Ⅰ及びⅡは評価を省略せずに実施する。

1.3.7.3.　設計事象の荷重条件

前項で抽出した設計事象について，破損燃料用輸送容器（7体）に発生する荷重を評価する。

(1) 内圧

内圧は，1.4.項の除熱評価結果より得られた容器内部水の温度（℃）から，下記の通り設定する。

① 容器内部水及び気体の熱膨張を考慮した場合の内圧

(a) 容器本体及び一次蓋の内圧

容器本体及び一次蓋の内圧は0.6（MPa）とする。

② 容器内部水及び気体の熱膨張に加えて，燃料破損による燃料棒内のガス放出を考慮した場合の内圧（最高使用圧力）

(a) 容器本体及び一次蓋の最高使用圧力

容器本体及び一次蓋の最高使用圧力は2.0（MPa）とする。

(2) 熱荷重

破損燃料用輸送容器（7体）に発生する熱応力は，1.4.項の除熱評価より得られた温度分布を用いて評価する。

(3) 設計事象Ⅰの加速度

「添付資料－２－１－２　1.3.3.　3) 設計事象Ⅰの加速度」を参照。

(4) 設計事象Ⅱの加速度の導出

「1.3.3.　(3) 設計事象Ⅱの加速度の導出」及び「添付資料－２－１－２　1.3.3.　4) 設計事象Ⅱの加速度の導出」を参照。ただし，質量mは二次蓋分を減じた以下の値

を用いて計算する。

m：破損燃料用輸送容器（7 体）の質量(＝[redacted])

(5) 包絡される事象の検討

得られた加速度算出結果より全事象において，二次蓋を使用しない場合に発生する衝撃加速度は二次蓋を使用する場合の評価加速度に包絡することから，包絡される事象を検討し，検討結果を表１－３－１９に示す。

また，評価対象部位のバスケットについては，以下より二次蓋を使用する場合の評価が適用可能であるため評価を省略する。

・二次蓋有無による質量の変動は応力計算に影響しない

・熱荷重による応力が発生しない

トラニオンについても，以下より二次蓋を使用する場合の評価が適用可能であるため評価を省略する。

・二次蓋を減じた質量分だけ発生応力が小さくなる

・熱荷重による応力が発生しない

表１－３－１９　包絡性検討結果と新評価要否

設計事象Ⅱ	衝撃発生箇所	加速度	包絡される事象及び新評価要否		
			容器本体及び蓋	バスケット	トラニオン
a. キャスク固定治具台座部分と破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突（取扱いモード No. 2）	容器底面	5.0G	－ 事象 g に包絡	－	
b. キャスク固定治具旋回受け保護バンパと破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突（取扱いモード No. 2）	容器底板側面	3.0G	○		
c. キャスク固定治具トラニオンガイドとトラニオンの衝突（取扱いモード No. 2）	トラニオン	1.0G	－ 設計事象Ⅰに包絡		
d. 除染ピット内の容器台座と破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突（取扱いモード No. 4）	容器底面	5.0G	－ 事象 g に包絡		
e. 破損燃料用輸送容器（7 体）を垂直吊りした状態での下部トラニオンと輸送架台の衝突（取扱いモード No. 6）	トラニオン	4.0G	○		
f. 破損燃料用輸送容器（7 体）の搬送台車上の搬送架台への衝突（取扱いモード No. 9）	トラニオン	5.0G	○		
g. 転倒防止台座への衝突（取扱いモード No. 11） キャスクピット床面への衝突（取扱いモード No. 12）	容器底面	9.0G	○		

○：新評価を実施する。

－：他事象に包絡または評価対象外のため，評価を省略する。

(6) 各設計事象における荷重条件

各設計事象における荷重条件を表１－３－２０に示す。

表１－３－２０　荷重条件（容器本体及び蓋）(1/2)

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
設計条件	設計時	－	最高使用圧力：2.0MPa ボルト初期締付け力 以下の荷重のうち最大となるもの 【設計事象Ⅰ】 ・構内輸送時荷重 ・吊上げ荷重 【設計事象Ⅱ】 ・キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 ・輸送架台への衝突時荷重 ・搬送架台への衝突時荷重 ・転倒防止台座への衝突時荷重
Ⅰ	構内輸送時	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 構内輸送時荷重 上方向：2.0G 下方向：3.0G（自重を考慮） 前後方向：2.0G 左右方向：1.0G 熱荷重
	吊上げ時	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 吊上げ荷重 下方向：1.32G（自重を考慮） 熱荷重

表１－３－２０　荷重条件（容器本体及び蓋）(2/2)

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
Ⅱ	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突 （取扱いモードNo.2）	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 下方向：1.0G（自重を考慮） 横方向：3.0G 熱荷重
	輸送架台への衝突 （取扱いモードNo.6）	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 輸送架台への衝突時荷重 下方向：4.0G（自重を考慮） 熱荷重
	搬送架台への衝突 （取扱いモードNo.9）	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 搬送架台への衝突時荷重 下方向：5.0G（自重を考慮） 熱荷重
	転倒防止台座への衝突 （取扱いモードNo.11） キャスクピット床面への衝突 （取扱いモードNo.12）	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 転倒防止台座への衝突時荷重 下方向：9.0G（自重を考慮） 熱荷重

1.3.7.4.　設計基準

「1.3.4. 設計基準」を参照。なお，設計事象Ⅰにおける許容応力は設計事象Ⅱと同様である。

1.3.7.5.　評価方法及び評価モデル

容器本体及び蓋の主な構造部材の応力評価箇所は図１－３－８及び図１－３－９に，荷重条件は表１－３－２０に示した通りである。

(1) 設計条件

設計時における荷重は次に示す組合せとする。

最高使用圧力＋ボルト初期締付け力＋設計事象により発生する機械的荷重（自重含む）

① 胴，底板，一次蓋

容器の実形状をモデル化し構造解析コードABAQUSを用いて応力評価を行う。

a. 最高使用圧力，ボルト初期締付け力

解析コードABAQUSの三次元固体（連続体）要素による解析モデルは図１－３－１０と同様。

b. 機械的荷重による応力

(a) 構内輸送時

解析コードABAQUSの三次元固体（連続体）要素による解析モデルを図１－３－１６に示す。構内輸送時は輸送容器に対し上下，前後及び左右方向の加速度が組み合わさって作用する。

(b) 吊上げ時

解析コードABAQUSの三次元固体（連続体）要素による解析モデルを図１－３－１７に示す。

(c) キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突

解析コードABAQUSの三次元固体（連続体）要素による解析モデルは図１－３－１１（自重作用時）及び図１－３－１２（衝突時荷重作用時）と同様。

(d) 輸送架台への衝突

解析コードABAQUSの三次元固体（連続体）要素による解析モデルを図１－３－１８に示す。

(e) 搬送架台への衝突

解析コードABAQUSの三次元固体（連続体）要素による解析モデルは図１－３－１６と同様。

(f) 転倒防止台座への衝突及びキャスクピット床面への衝突

解析コードABAQUSの三次元固体（連続体）要素による解析モデルを図１－３－１９に示す。

② ポートカバー

「添付資料－２－１－２　1.3.5.1. 1) ② ポートカバー，二次蓋ポートカバー」を参照。

③ 一次蓋ボルト，ポートカバーボルト

「添付資料－２－１－２　1.3.5.1. 1) ③ 一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルト，二次蓋ポートカバーボルト」を参照。

(2) 設計事象Ⅰ　構内輸送時

「添付資料－２－１－２　1.3.5.1. 2) 設計事象Ⅰ　構内輸送時」を参照。ただし，解析モデルは(1) ①項に示す解析モデルを用い，熱荷重は図１－３－２０に示す1.4.項の除熱評価結果より得られた温度分布（横置き時，健全燃料時）を用いて評価する。また，応力計算では二次蓋分を減じた容器の質量を用いて評価する。

(3) 設計事象Ⅰ　吊上げ時

「添付資料－２－１－２　1.3.5.1. 3) 設計事象Ⅰ　吊上げ時」を参照。ただし，解析モデルは(1) ①項に示す解析モデルを用い，熱荷重は図１－３－２１に示す1.4.項の除熱評価結果より得られた温度分布（縦置き時，健全燃料時）を用いて評価する。また，応力計算では二次蓋分を減じた容器の質量を用いて評価する。

(4) 設計事象Ⅱ　キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突

「1.3.5.1. (2) 設計事象Ⅱ　キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突」を参照。ただし，熱荷重は図１－３－２１に示す 1.4.項の除熱評価結果より得られた温度分布（縦置き時，健全燃料時）を用いて評価する。

(5) 設計事象Ⅱ　輸送架台への衝突

① 胴，底板，一次蓋

a. 内圧，ボルト初期締付け力

「1.3.5.1. (1) ① a. 最高使用圧力，ボルト初期締付け力」を参照。

b. 機械的荷重による応力

「(1) ① b. (d) 輸送架台への衝突」を参照。

c. 熱荷重による応力

解析コードABAQUSの軸対称固体（連続体）要素による解析モデルは図１－３－１３と同様。熱荷重として，図１－３－２１に示す1.4.項の吊上げ時（縦置き時，健全燃料時）での熱解析の結果から得られた破損燃料用輸送容器（7体）に生じる温度勾配による荷重を用いる。

d. 平均せん断応力

平均せん断応力が発生する箇所は存在しないため評価を省略する。

e. 平均支圧応力

「1.3.5.1. (2) ① e. 平均支圧応力」を参照。ただし，後方向加速度G_zは以下の値を用いて計算する。

G_z：後方向加速度（＝39.23m/s^2）

f. 圧縮応力

「1.3.5.1. (2) ① f. 圧縮応力」を参照。ただし，後方向加速度G_zは以下の値を用いて計算する。

G_z：後方向加速度（＝39.23m/s^2）

② ポートカバー

輸送架台への衝突において，圧力による応力を除きポートカバーに生じる応力は無視できる。

③ 一次蓋ボルト，ポートカバーボルト

「1.3.5.1. (2) ③ 一次蓋ボルト，ポートカバーボルト」を参照。ただし，輸送架台への衝突時の荷重による引張応力及び曲げ応力は発生しないため，平均引張応力（σ_m）及び平均引張応力＋曲げ応力（$\sigma_m+\sigma_b$）は(a),(b)より計算する。

(6) 設計事象Ⅱ　搬送架台への衝突

「添付資料－２－１－２　1.3.5.1. 4) 設計事象Ⅱ　搬送架台への衝突（横姿勢）」を参照。ただし，解析モデルは(1) ①項に示す解析モデルを用い，熱荷重は図１－３－２０に示す 1.4.項の除熱評価結果より得られた温度分布（横置き時，健全燃料時）を用いて評価する。また，応力計算では二次蓋分を減じた容器の質量を用いて評価する。

(7) 設計事象Ⅱ　転倒防止台座への衝突及びキャスクピット床面への衝突

「添付資料－２－１－２　1.3.5.1.　5) 設計事象Ⅱ　転倒防止台座への衝突（縦姿勢)」を参照。ただし，解析モデルは(1) ①項に示す解析モデルを用い，熱荷重は図１－３－２１に示す 1.4.項の除熱評価結果より得られた温度分布（縦置き時，健全燃料時）を用いて評価する。また，応力計算では二次蓋分を減じた容器の質量を用いて評価する。

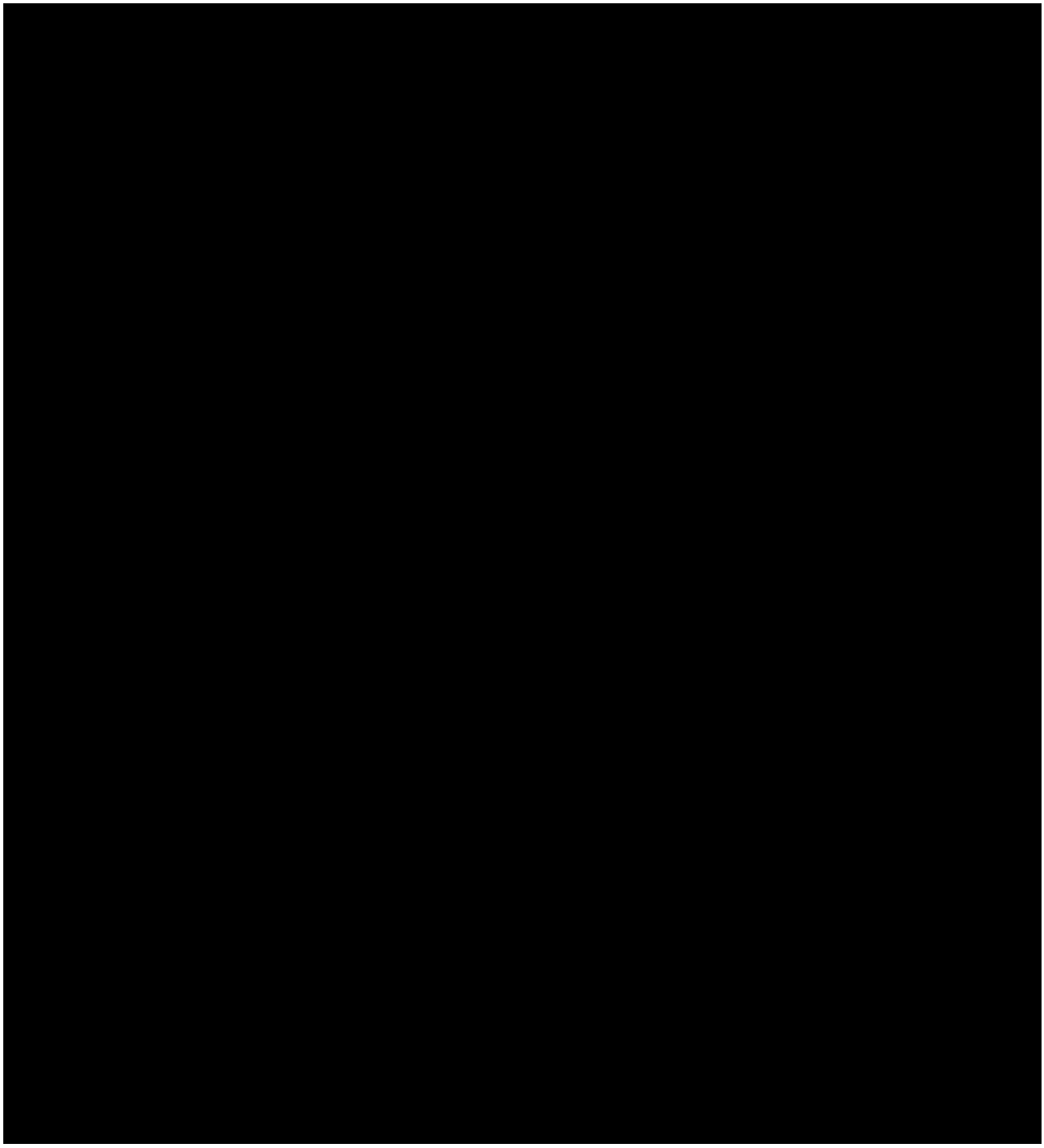


図１－３－１６　破損燃料用輸送容器（7体）の解析モデル
（構内輸送時及び搬送架台への衝突時）

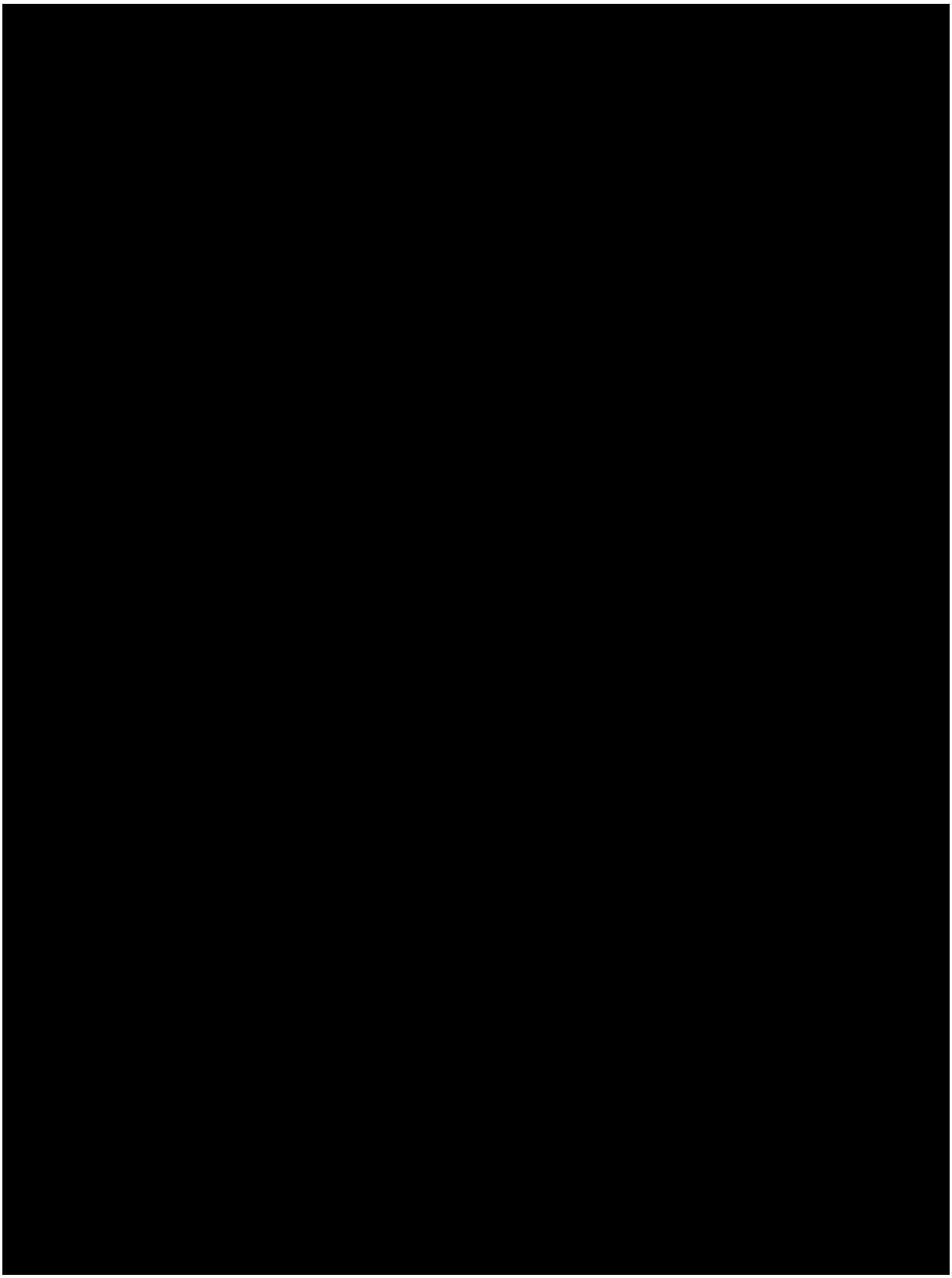


図１－３－１７　破損燃料用輸送容器（7体）の解析モデル
（吊上げ時）

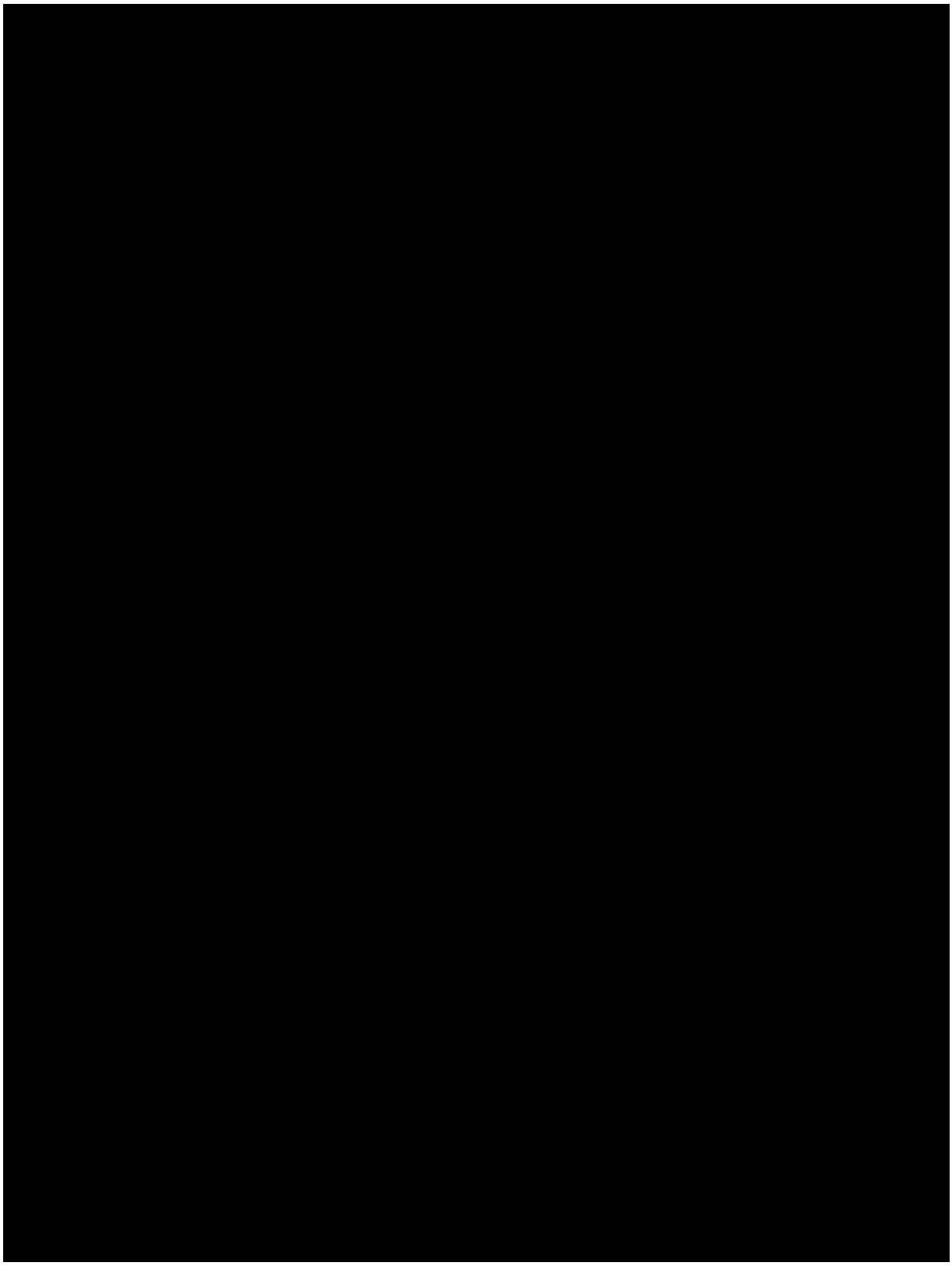


図１－３－１８　破損燃料用輸送容器（7体）の解析モデル

（輸送架台への衝突時）

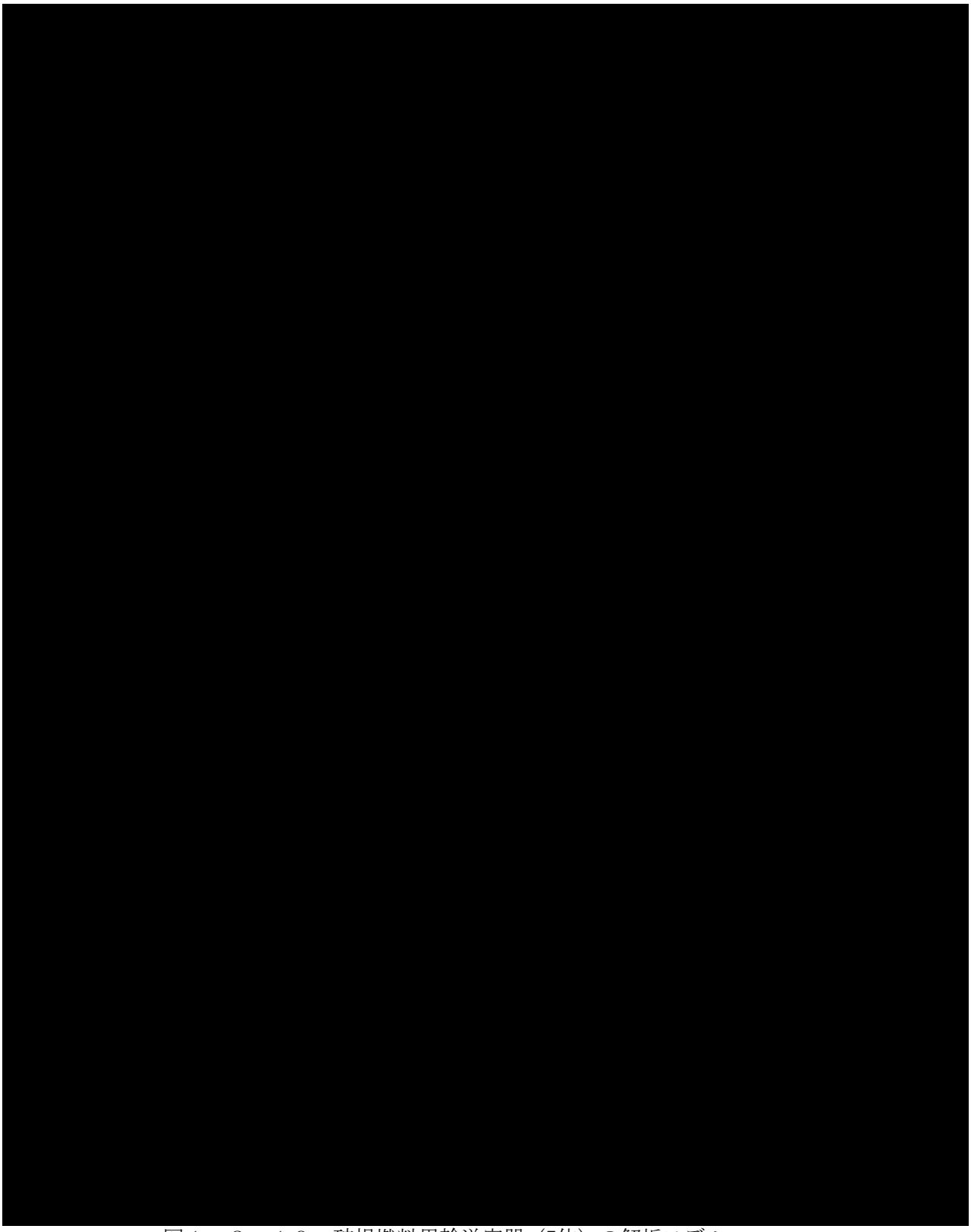


図１－３－１９　破損燃料用輸送容器（7体）の解析モデル
（転倒防止台座への衝突時及びキャスクピット床面への衝突時）

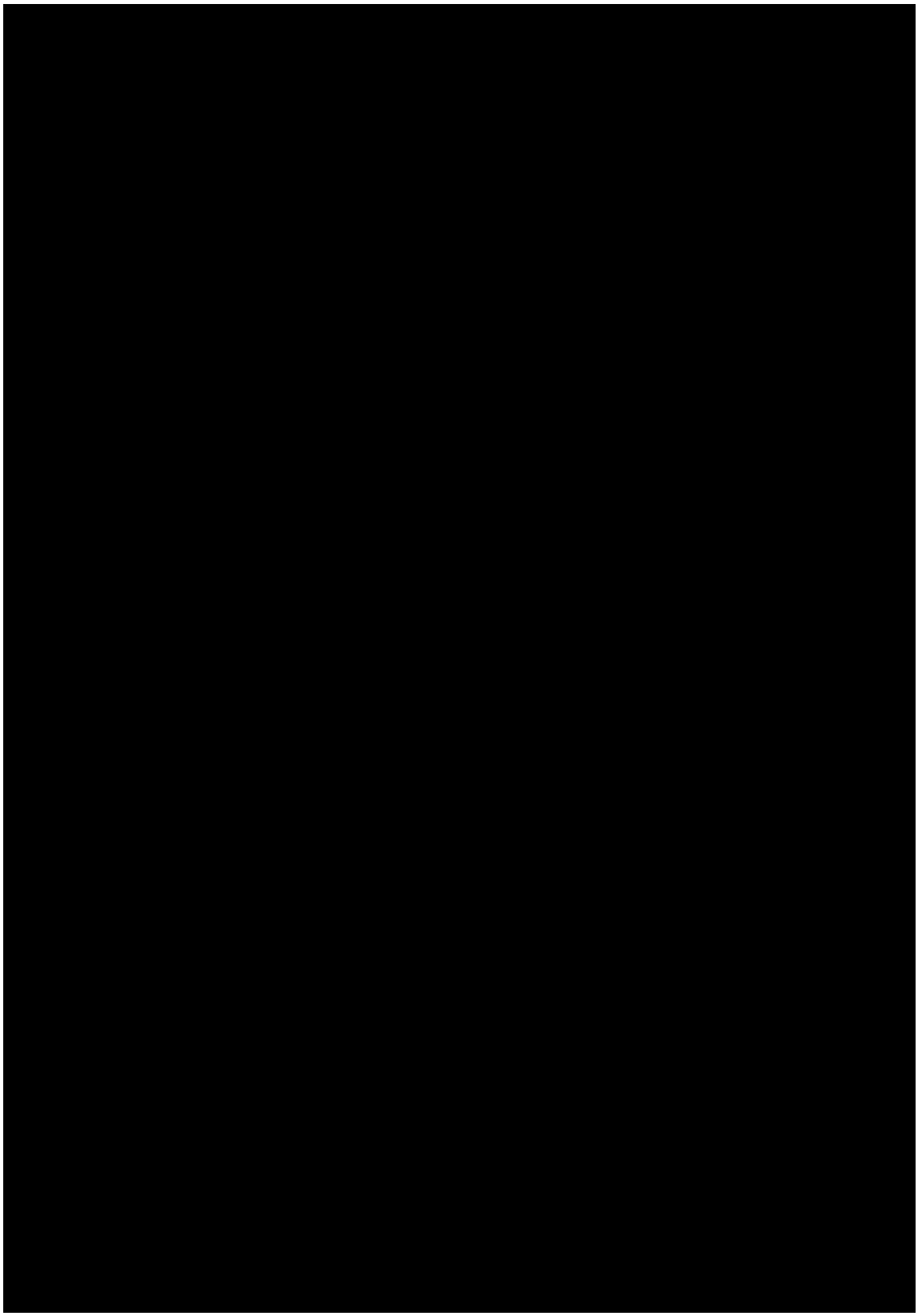


図１－３－２０　破損燃料用輸送容器（7体）の温度分布（横置き時，燃料健全時）

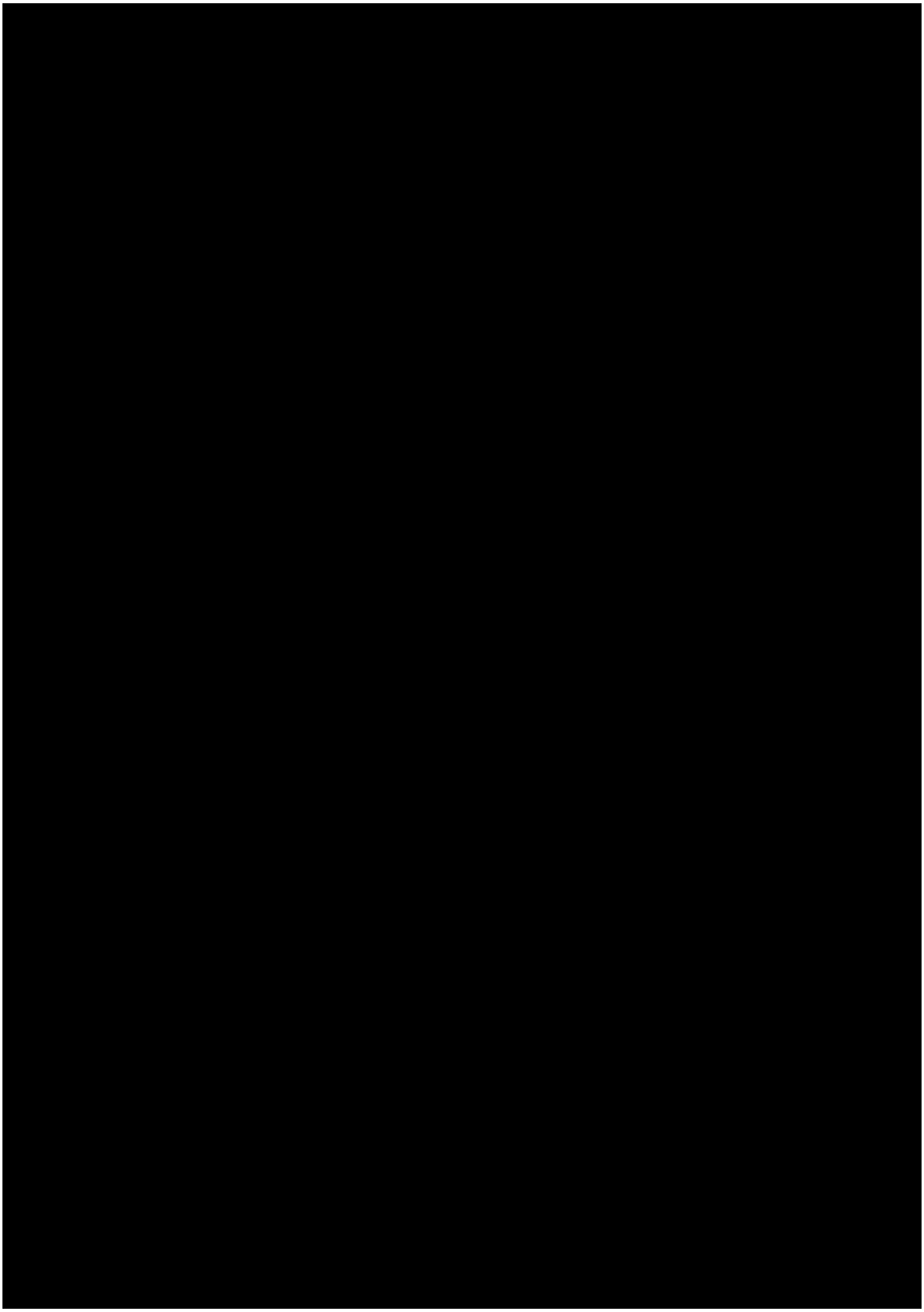


図１－３－２１　破損燃料用輸送容器（7体）の温度分布（縦置き時，燃料健全時）

1.3.7.6.　評価結果

評価結果を表１－３－２１～表１－３－２４に示す。数値は安全側に丸めて使用するものとし，計算値については小数点以下第１位を切上げ，許容応力については小数点以下第１位を切捨て，どちらも整数で表示する。

いずれも，許容応力に対して十分に余裕がある。このため，二次蓋を使用しない場合も破損燃料用輸送容器（7 体）の構造健全性は維持される。

表１－３－２１　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）(1/2)

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次局部膜応力 (P_L)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
胴 中央部	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	設計条件	7	123	－	－	8	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	9	369
底板 中央部		設計条件	5	123	－	－	10	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	24	369
底板 外周部		設計条件	－	－	7	184	20	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	25	369
胴 下端部		設計条件	－	－	13	184	23	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	17	369
底部中性子 遮蔽体外周部		設計条件	－	－	29	184	63	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	73	369
上部トラニオン 取付け部		設計条件	－	－	12	184	22	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	21	369
下部トラニオン 取付け部		設計条件	－	－	18	184	30	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	32	369

表１－３－２１　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）(2/2)

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次局部膜応力 (P_L)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
一次蓋 中央部	SUSF304	設計条件	3	137	－	－	9	205	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	5	411
一次蓋 フランジ部		設計条件	－	－	7	205	9	205	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	8	411

表１－３－２２　容器本体及び蓋の評価結果（ポートカバー）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
ポートカバー	SUS304	設計条件	2	137	17	205	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	17	411

表１－３－２３　容器本体及び蓋の評価結果（ボルト）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	平均引張応力(σ_m)		平均引張応力＋曲げ応力($\sigma_m+\sigma_b$)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
一次蓋ボルト	SUS630 H1150	設計条件	101	216	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	322	432	352	648
ポートカバーボルト		設計条件	39	216	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	227	432	229	648

表１－３－２４　容器本体及び蓋の評価結果（平均支圧応力及び圧縮応力）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	平均支圧応力（σ_b）		圧縮応力（σ_c）	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
底板	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	Ⅰ，Ⅱ	2	184	－	－
胴		Ⅰ，Ⅱ	－	－	7	95

参考資料

構造強度計算に用いるコード（ABAQUS）について

1. 概要

ABAQUS コードは米国 Hibbitt,Karlsson&Sorensen,Ins.(HKS 社)で開発された有限要素法に基づく応力・座屈解析等の汎用解析コードであり，輸送容器の応力解析等に広く利用されている。

2. 機能

ABAQUS コードは，応力解析に際して以下の機能を有している。

① 定常，非定常の弾性，弾塑性のいずれの解も得ることができる。
② 材料特性として時間依存，歪の履歴依存並びに等方性・異方性等を考慮することができる。
③ モデルの形状は一次元～三次元，又は連続体についても取り扱うことができる。
④ 伝熱解析結果をそのまま境界条件として熱応力解析に用いることが可能である。
⑤ 荷重条件として集中荷重，分布荷重，モーメント，加速度力（慣性力），圧力，遠心力及びコリオリ力等が取り扱える。また，これらの条件の時間依存，線形変化に対しても対応可能である。

3. 解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図１－３－２２に示す。

4. 使用実績

ABAQUS コードは，これまで多くの応力解析に対し使用実績がある。

5. 検証方法

理論値との比較による検証が実施されていることを確認している。

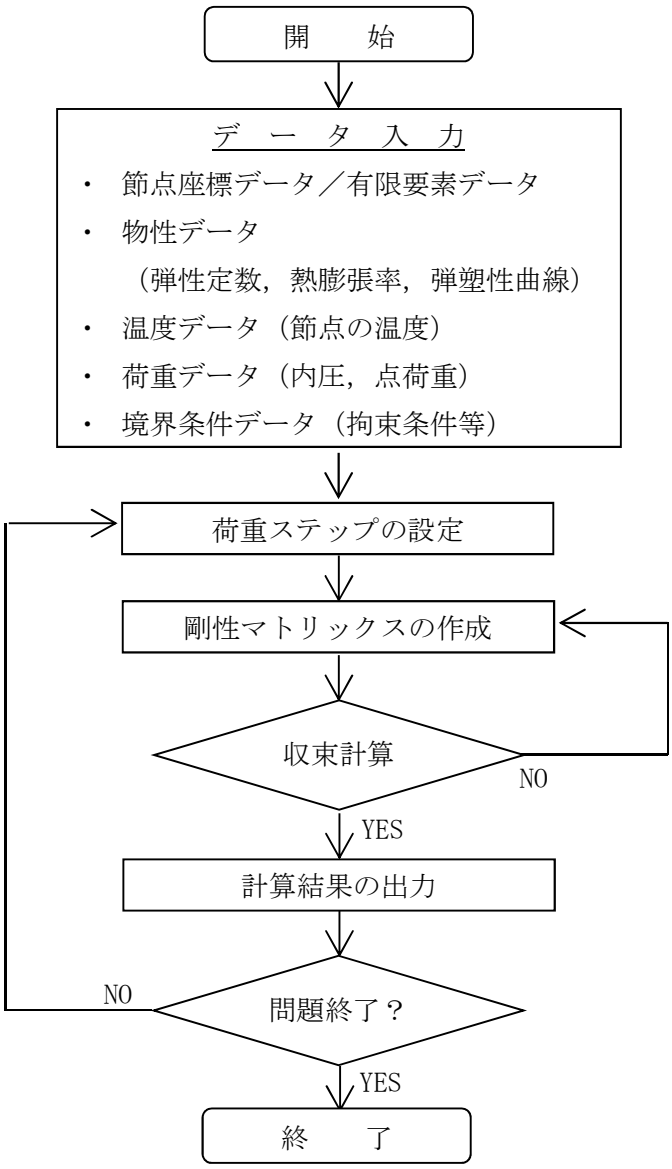


図１－３－２２　ABAQUS コードの応力解析フロー図

1.4.　除熱機能

二次蓋を使用する場合，輸送容器の構成部材は３号機構内用輸送容器と同一である。また，２号機燃料は３号機燃料に対して燃焼度が小さく，冷却期間が長いことから，既存評価の「添付資料－２－１－２　1.4.　除熱機能」に示される評価条件に包絡されるため，既存評価が適用可能である。

本評価では，二次蓋を使用しない場合も燃料の健全性及び破損燃料用輸送容器（7 体）の安全機能を有する構成部材の健全性が維持されることを確認する。

1.4.1.　基本的な考え方

「添付資料－２－１－２　1.4.1.　基本的な考え方」を参照。

1.4.2.　設計基準

「添付資料－２－１－２　1.4.2.　設計基準」を参照。

1.4.3.　燃料仕様および崩壊熱量

「添付資料－２－１－２　1.4.3.　燃料仕様および崩壊熱量」を参照。

1.4.4.　評価条件

「添付資料－２－１－２　1.4.4.　評価条件」を参照。ただし，軸対称断面モデルは二次蓋を使用しない図１－４－１とする。

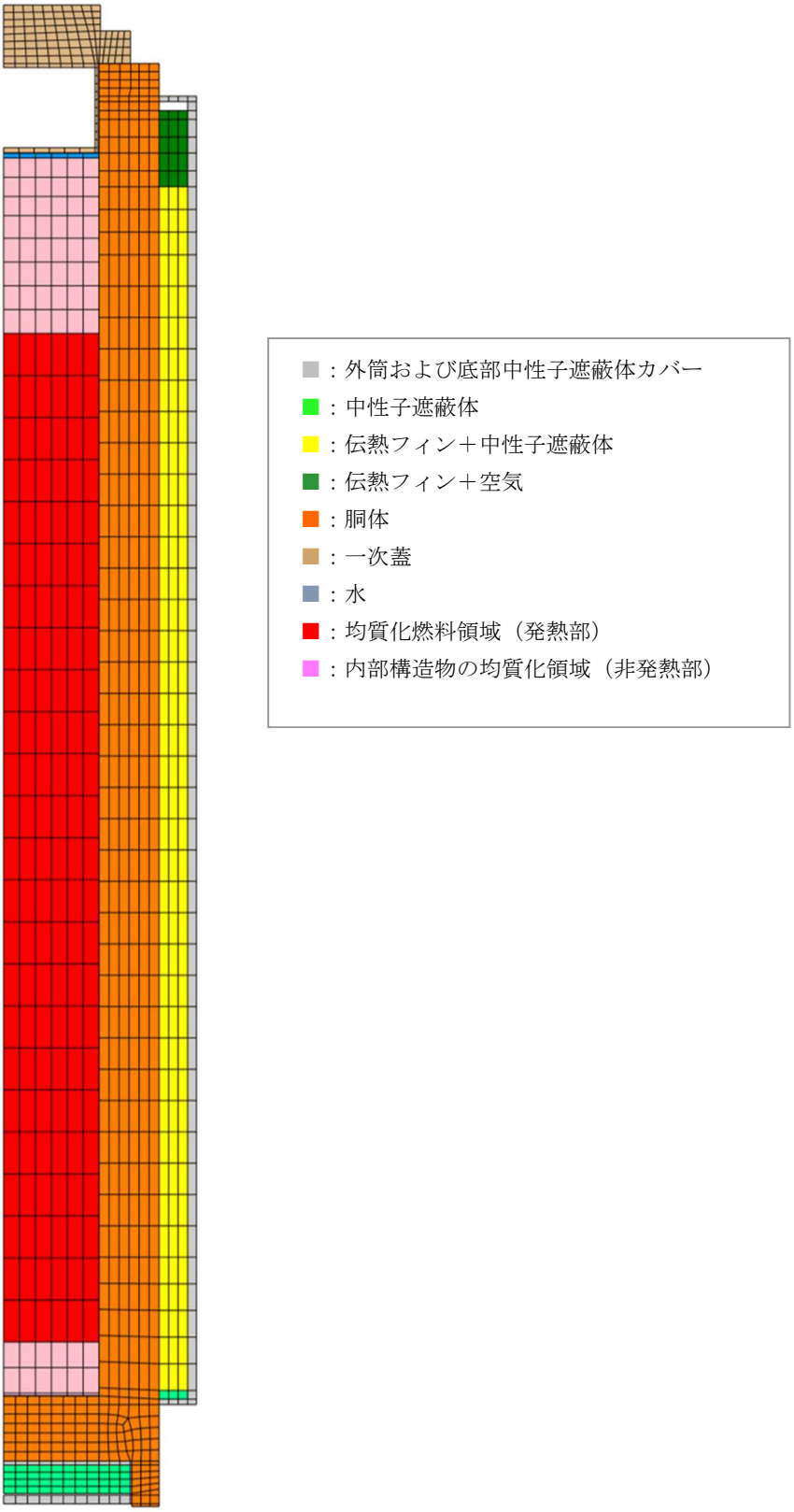


図１－４－１　軸対称断面モデル形状図

1.4.5.　評価方法

「添付資料－２－１－２　1.4.5. 評価方法」を参照。

1.4.6.　評価結果

評価結果を表１－４－１に示す。表１－４－１に示す通り，破損燃料用輸送容器（7 体）を構成する部材はいずれも設計基準温度を下回っており，熱的健全性は維持される。

また，燃料被覆管の温度は 169℃であり，水素化物の再配向による機械特性の低下が生じる温度を大きく下回っており，燃料の健全性は維持される。

表１－４－１　評価結果（各部温度）

対象部位		材質	評価結果 (℃)	設計基準温度 (℃)	備考
破損燃料用輸送容器（7 体）	中性子遮蔽材	レジン	96	149	
	Ｏリング	ふっ素ゴム	83	300	
	胴	低合金鋼	100	350	
	蓋	ステンレス鋼	96	425	
	バスケット	ボロン添加ステンレス鋼	152	200	
燃料被覆管		ジルカロイ－２	169	200	7×7 燃料，8×8 燃料
				300	新型 8×8 ｼﾞﾙｺﾆｳﾑﾗｲﾅ燃料，高燃焼度 8×8 燃料，9×9 燃料

参考資料

除熱解析に用いるコード（ABAQUS）について

（１） 概要

ABAQUS コードは，米国 Hibbitt，Karlsson & Sorensen，Inc.（HKS 社）で開発された有限要素法に基づく伝熱解析等の汎用解析コードであり，輸送容器の伝熱解析などに広く利用されている。

（２） 機能

ABAQUS コードは，伝熱解析に際して以下の機能を有している。

① 定常，非定常のいずれの解も得ることができる。
② 一次元～三次元の任意形状の構造に対して解くことが可能である。
③ 初期条件（温度）は要素ごとに変化させることができ，計算ステップの自動決定も可能である。
④ 境界条件として，時間に依存する熱流束，温度，伝導，対流及び放射が考慮できる。
⑤ 構成物質の相変態が考慮できる。

（３） 解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図１－４－２に示す。

（４） 使用実績

ABAQUS コードは，多くの伝熱解析に使用された実績がある。

（５） 検証方法

貯蔵容器の定常伝熱試験に対して ABAQUS コードによる解析結果と試験結果を比較・検討し，本コードの妥当性が検証されている[*1]。

*1 山川秀次，五味義雄，尾崎幸男，尾崎明朗「使用済燃料キャスク貯蔵技術の確立―キャスクの伝熱特性評価―」，電中研報告書，U92038，(1993)

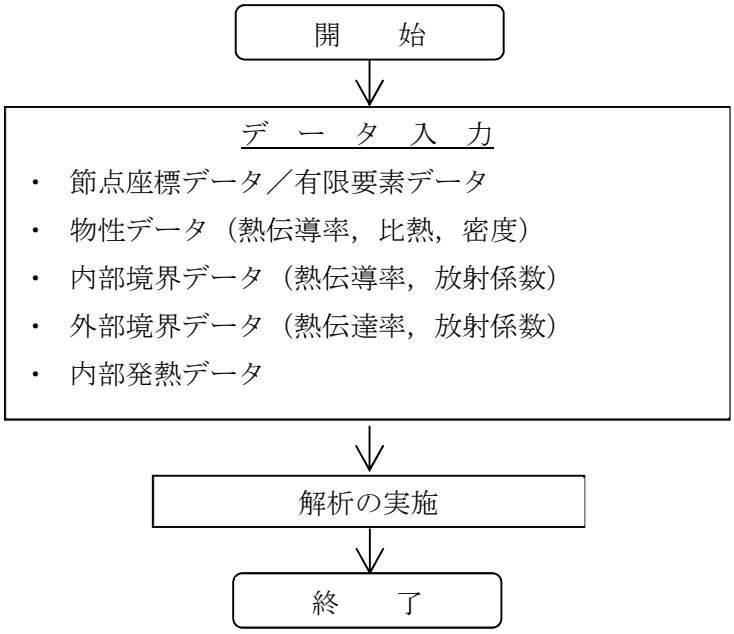


図１－４－２　ABAQUS コードの伝熱解析フロー図

除熱解析に用いるコード（ORIGEN2）について

（１） 概要

ORIGEN2 コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発された炉内中性子束の１点近似による燃焼計算コードである。ORIGEN2 コードは汎用解析コードであり，輸送容器の崩壊熱計算等に広く利用されている。

（２） 機能

ORIGEN2 コードは，燃焼解析に際して以下の機能を有している。

① 燃料の炉内での燃焼計算，炉取出し後の減衰計算により，冷却期間に対応した崩壊熱，放射線の強度，各核種の放射能量等が求められる。

② 原子炉の炉型と燃料の組合せに対し，中性子エネルギースペクトルの違いにより重みをつけた断面積ライブラリが内蔵されており，任意に選択できる。

③ 計算結果は，放射化生成物，アクチニド，核分裂生成物に分類して出力される。

④ 燃焼計算に必要な放射性核種データ（崩壊熱，ガンマ線のエネルギー分布，自発核分裂と（α，ｎ）反応により発生する中性子線源強度等）に関しては，ORIGEN2 コード専用のライブラリがあり，これを用いる。

（３） 計算フロー

ORIGEN2 コードの計算フローを図１－４－３に示す。

（４） 使用実績

ORIGEN2 コードは，輸送容器，核燃料施設の崩壊熱計算に広く使用されている[*1]。

（５） 検証方法

汎用コードの導入評価[*1] が実施されていることが確認されている。

大型実験/ベンチマーク試験による検証[*2] が実施されていることが確認されている。

*1 ORNL,“ORIGEN2 Isotope Generation and Depletion Code MATRIX EXPONENTIAL METHOD”,CCC-371

*2 (社)日本原子力学会“原子炉崩壊熱とその推奨値”, 1989 年 8 月

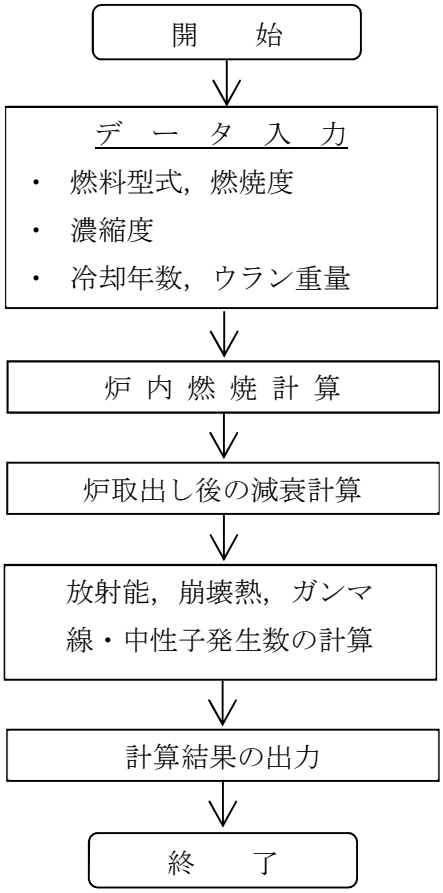


図１－４－３　ORIGEN2 コードの計算フロー図

1.5.　密封機能

1.5.1.　基本的な考え方

破損燃料用輸送容器（7 体）の密封は容器本体及び一次蓋より構成される密封容器とこれに付属するポート部のカバーから構成される。容器本体と一次蓋，各ポートカバーのガスケットにはゴム製Ｏリングが使用されている。一次蓋で構成される破損燃料用輸送容器（7 体）の密封境界を図１－５－１に示す。

なお，一次蓋を覆う形で二次蓋を容器本体に取付けられる構造となっており，容器本体と二次蓋のガスケットはゴム製Ｏリングが使用されている。

密封機能の評価にあたっては，構造強度評価結果，除熱機能評価結果，容器構造から，破損燃料用輸送容器（7 体）の密封機能が維持されることを確認する。

1.5.2.　評価結果

(1) 構造強度評価結果

1.3.項に示した通り，二次蓋を使用する場合も使用しない場合も，破損燃料用輸送容器（7 体）の密封境界を構成する胴，底板，一次蓋，一次蓋ボルト，ポートカバー及びポートカバーボルトは想定される荷重条件に対して十分な強度を有しており，密封境界の構造健全性に問題がないことが確認されている。

(2) 除熱評価結果

1.4.項に示した通り，二次蓋を使用する場合も使用しない場合も，密封境界の熱的健全性に問題ないことが確認されている。

(3) 容器構造

破損燃料用輸送容器（7 体）の密封境界を構成する一次蓋及び各ポートカバーは，ガスケットにゴム製のＯリングを使用し，複数のボルトで容器本体に締付ける構造である。

各ポートカバーは燃料装填前に規定のトルクで締付け，一次蓋は燃料装填後に使用済燃料プール内で容器本体に仮締めして除染ピットに移動し，規定のトルクで締付け後，気密漏えい試験を実施して密封機能を担保する。

(4) まとめ

以上から，破損燃料用輸送容器（7 体）の密封機能は維持される。

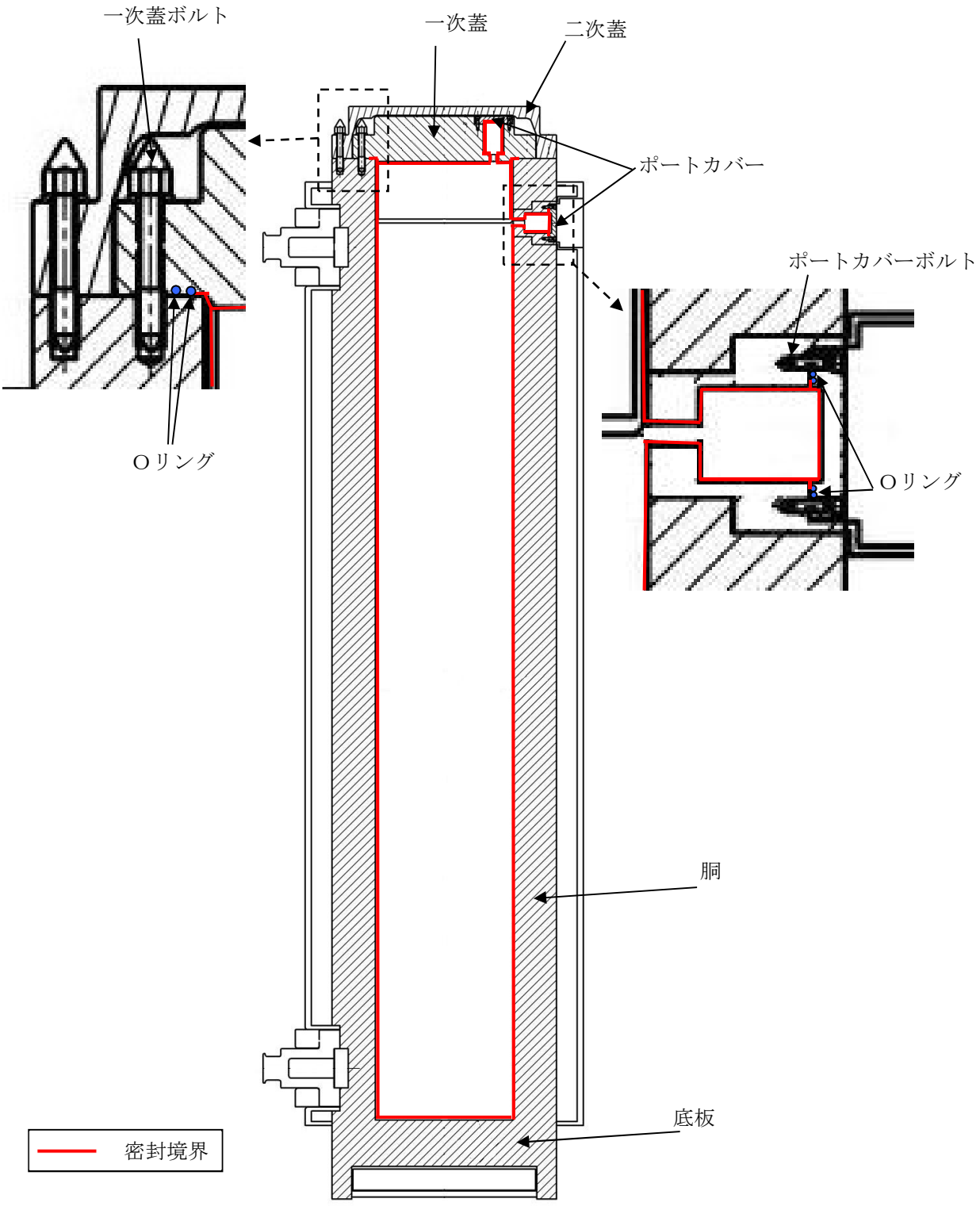


図１－５－１　一次蓋で構成する容器密封境界

1.6.　破損燃料用輸送容器（7 体）の落下

1.6.1.　原因

破損燃料用輸送容器（7 体）の取扱い中に，何らかの原因で破損燃料用輸送容器（7 体）が落下して密封境界が破損し，放射性物質が環境に放出される。

1.6.2.　発生防止対策

破損燃料用輸送容器（7 体）の落下を防止するために，次のような設計及び手順の対策を講じる。

(1) クレーン主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造とする。

(2) クレーン巻上装置は電源断時にスプリングリターン式ブレーキで保持する構造とする。

(3) クレーン主巻フックと吊具，吊具と破損燃料用輸送容器（7 体）の取付けを二重化する。

(4) 取付け作業後の取付け状態を ITV にて確認し，外れ止めを取り付ける。

(5) 作業開始前にクレーン及び吊具の事前点検を実施する。

(6) 作業手順書を整備し，作業員への教育訓練を行う。

1.6.3.　核分裂生成物の放出量及び線量の評価

核分裂生成物の放出量及び線量の評価は「別冊２８　２号機　使用済燃料プールからの燃料取り出し設備に係る補足説明」を参照。

2. 別添

別添－１　破損燃料用輸送容器（7 体）の保守について

破損燃料用輸送容器（7 体）の保守について

「添付資料－２－１－２　別添－２　３号機構内用輸送容器の保守について」を参照。

破損燃料用輸送容器（2 体）に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（２号機）

1.　２号機の破損燃料用輸送容器（2 体）に係る安全機能及び構造強度

1.1.　破損燃料用輸送容器（2 体）の概要

２号機使用済燃料プールには，「添付資料－１－３　6.3.　２号機における燃料の取り扱い」に示す通り，震災以前から存在するワイヤ修復燃料が存在する。ワイヤ修復燃料は燃料損傷後の検査において燃料被覆管の密封性が保たれていることを確認しているため，３号機燃料取り出しにおける燃料条件と同様に，ペレットは燃料被覆管内に保持されていると想定する。また，ワイヤ修復燃料は修復に使われたワイヤ等により健全燃料よりも外形が大きいことから使用済燃料収納缶への収納に裕度を持たせるため，使用済燃料収納缶（大）に収納して輸送することとする。そのため，使用済燃料収納缶（大）に適応した内のりの大きいバスケット（2 体収納）に取り替えた破損燃料用輸送容器（2 体）を使用して共用プールへ輸送する。なお，破損燃料用輸送容器（2 体）は，３号機破損燃料用輸送容器（2 体）と同じ容器であるが二次蓋は使用しない運用とする。

２号機破損燃料用輸送容器（2 体）は既存の３号機破損燃料用輸送容器（2 体）に対してワイヤ修復燃料を評価条件とした安全評価を行い，安全機能及び構造強度を確認した上で使用する。なお，ワイヤ修復燃料の吊り上げ中，落下防止吊具の底板が取り付けられる前に燃料の分断が発生した場合は，燃料上側のみ受け台付収納缶（大）に収納し輸送することになるが，収納物の重量やインベントリなどの評価条件は分断前のワイヤ修復燃料に包絡する。ワイヤ修復燃料の取り扱いについては「添付資料－１－３　6.3.5. ワイヤ修復燃料の取り扱い」を参照。

1.1.1.　破損燃料用輸送容器（2 体）の構成

破損燃料用輸送容器（2体）は，容器本体，蓋，バスケット及びトラニオンにより構成され，破損燃料用輸送容器（7体）でバスケット（7体収納）をバスケット（2体収納）に取り替えたものである。破損燃料用輸送容器（2体）の概要図を図１－１－１に示す。

(1) 容器本体

容器本体は胴，底板，中性子遮蔽体，外筒で構成される。低合金鋼の胴及び底板と蓋で放射性物質を閉じ込める耐圧バウンダリを構成する。

また，主に胴及び底板の低合金鋼がガンマ線遮蔽機能を有し，胴と外筒の間及び底板の底部に配置されたレジンが中性子遮蔽機能を有する。

(2) 蓋

蓋は一次蓋で構成する。

一次蓋はステンレス鋼であり，複数本のボルトで容器本体フランジ面に取付けられる。一次蓋にはゴム製のOリングを設け容器本体フランジ面との密封性を確保する構造となっている。一次蓋のステンレス鋼がガンマ線遮蔽機能を有する。

(3) バスケット

バスケットは容器内において燃料集合体を所定の位置に保持するための構造物である。また，未臨界確保のためバスケットにボロン添加ステンレス鋼を使用し，バスケット外周にボロン添加アルミニウム合金板を設置している。

燃料集合体はバスケット内に装填したステンレス鋼製の使用済燃料収納缶（大）に収納する。使用済燃料収納缶（大）は使用済燃料収納缶（小）と異なり未臨界確保のため側面に中性子吸収材を配置している。なお，中性子吸収材は，輸送容器や使用済燃料貯蔵ラック向けのボロン添加アルミニウム合金を使用している。

(4) トラニオン

トラニオンは容器のクレーンでの取扱い（吊上げ）及び，構内輸送時の固縛のために容器上部及び下部にボルトで取付ける。

取扱い時（縦姿勢）は容器と吊具との接続を二重化して落下を防止するために，上部トラニオンは二対（4個）設ける。

構内輸送時（横姿勢）では上部トラニオンと下部トラニオンで架台等に固定するため，下部トラニオンは一対（2個）設ける。

1.1.2.　設備仕様

1.1.2.1.　破損燃料用輸送容器（2 体）の仕様

破損燃料用輸送容器（2 体）の仕様を表１－１－１に示す。

表１－１－１　破損燃料用輸送容器（2 体）の仕様

項目	数値等
重量（ｔ） (燃料を含む)	約 43.6
全長（m）	約 5.5
外径（m）	約 1.4
収納体数（体）	2
基数（基）	1※

※：バスケット（2 体収納）は 1 個有する

1.1.2.2.　破損燃料用輸送容器（2 体）に収納する燃料仕様

1.1.1.(3)に記載の通り，バスケットに装填したステンレス鋼製の使用済燃料収納缶（大）（内寸 209㎜）に燃料を装填して共用プールに輸送する。

収納対象とする燃料は，ワイヤ修復燃料とする。

２号機使用済燃料プールに貯蔵されているワイヤ修復燃料の仕様を表１－１－２に示す。

表１－１－２　２号機使用済燃料プールに貯蔵されているワイヤ修復燃料の仕様

燃料タイプ	7×7 燃料
貯蔵体数	1
最高燃焼度 (MWd/t)	24,500
最短冷却日数(日)※	15,548

※：2024 年 4 月 1 日時点での冷却期間

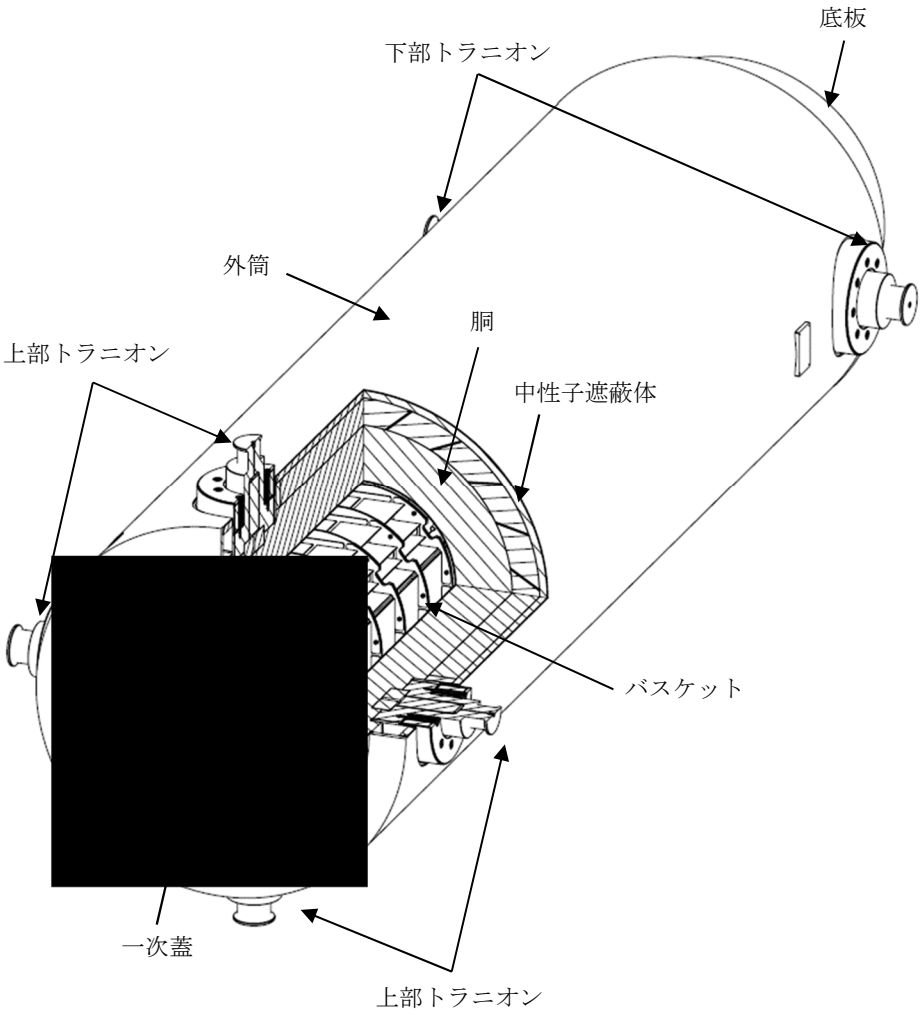


図１－１－１　破損燃料用輸送容器（2 体）　概要図

1.2.　評価の基本方針

破損燃料用輸送容器（2 体）が，本文 2.11.1.3 項の設計方針に示される除熱，密封，遮蔽及び臨界防止の安全機能を有するとともに，本文 2.11.1.8 項の構造強度及び耐震性に示される構造強度を有する設計であることを確認する。

なお，既存の３号機破損燃料用輸送容器（7 体・2 体）及び２号機破損燃料用輸送容器（7 体）の安全機能及び構造強度は以下で確認されている。（以下，総じて「既存評価」という。）

・添付資料－２－１－２ 構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機）
・添付資料－２－２－１ 破損燃料用輸送容器（7 体）に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機）
・添付資料－２－２－２ 破損燃料用輸送容器（2 体）に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機）
・添付資料－２－２－３ 破損燃料用輸送容器（7 体）に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（２号機）

本評価では，破損燃料用輸送容器（2 体）の取扱い及びワイヤ修復燃料を含め添付資料－２－２－３　1.1.2.2.項に示す２号機の燃料が既存評価の評価条件に該当しない事項について，新たに評価を行う。

表１－２－１に評価すべき各安全機能に対する安全設計・評価の方針を示す。

表１－２－１　破損燃料用輸送容器（2体）安全評価の基本方針

項目	設計方針	評価対象	新評価実施要否	評価方針
構造強度	破損燃料用輸送容器（2体）は取扱中における衝撃，熱等に耐え，かつ，容易に破損しない設計とする。 破損燃料用輸送容器（2体）は，設計，材料の選定，製作及び検査について適切と認められる規格及び基準によるものとする。	破損燃料用輸送容器（2体）	○	３号機と２号機で燃料取扱設備及び燃料取り出し作業手順が異なるため，新たに２号機に対応した設計事象の抽出・評価を行う。 震災以前から存在するワイヤ修復燃料のペレットは，燃料被覆管内に保持されると想定するため評価上は健全燃料と同条件となる。 ２号機における破損燃料用輸送容器（2体）の取扱手順から設計事象を抽出し，その荷重条件で発生する応力を評価する。 構造強度評価手法は，JSME S NC1-2005/2007 設計・建設規格を準用する。
除熱機能	使用済燃料の健全性及び構成部材の健全性が維持できるように，使用済燃料の崩壊熱を適切に除去できる設計とする。	燃料被覆管 破損燃料用輸送容器（2体）	－	構造強度と同様にペレットは燃料被覆管内に保持されると想定するため評価上は健全燃料と同条件となる。 輸送容器軸方向の評価は，既存評価の添付資料－２－２－３の評価条件に包絡され，径方向の評価は，添付資料－２－２－２の評価条件に包絡されることから新評価は不要。
密封機能	周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込める設計とする。	破損燃料用輸送容器（2体）	○	構造強度及び除熱機能の評価結果から，設計事象において，容器密封部の健全性が維持されることを評価する。 除熱機能は既存評価に包絡されることから評価を行わないが，構造強度評価を新たに実施するため，密封機能についても評価を実施する。
遮蔽機能	内部に燃料を入れた場合に放射線障害を防止するため，使用済燃料の放射線を適切に遮蔽する設計とする。	破損燃料用輸送容器（2体）	－	構造強度と同様にペレットは燃料被覆管内に保持されると想定するため評価上は健全燃料と同条件となる。 輸送容器軸方向の評価は，既存評価の添付資料－２－２－３の評価条件に包絡され，添付資料－２－２－３は添付資料－２－１－２の評価条件に包絡される。また，径方向の評価は，添付資料－２－２－２の評価条件に包絡されることから新評価は不要。
臨界防止機能	想定されるいかなる場合にも燃料が臨界に達することを防止できる設計とする。	破損燃料用輸送容器（2体）	－	構造強度と同様にペレットは燃料被覆管内に保持されると想定するが，万一臨界に至った場合の影響緩和が困難であることから，燃料棒の形状が維持されていないと仮定する。この場合，ペレットは燃料被覆管外に放出され，臨界に最適な状態で堆積することを仮定するため，健全燃料の評価条件より保守的な評価となる。 評価上は二次蓋を考慮する必要はなく，既存評価の添付資料－２－２－２の評価条件に包絡されることから新評価は不要。

1.3.　構造強度

1.3.1.　基本的な考え方

破損燃料用輸送容器（2 体）の取扱いは２号機破損燃料用輸送容器（7 体）のハンドリングフローと同様であり，３号機燃料取り出し時と異なるため，新たに構造強度評価を行う。ただし，既存評価が適用可能である場合は評価を省略する。

破損燃料用輸送容器（2 体）の構造強度の評価部位は，安全上重要な部位として容器本体（胴及び底板），蓋，バスケット及び支持機能を有するトラニオンとする。ただし，二次蓋を使用しないため，二次蓋，二次蓋ポートカバー，二次蓋ボルト及び二次蓋ポートカバーボルトについては評価対象外とする。

構造強度評価手法は，JSME S NC1-2005/2007 設計・建設規格（以下，「設計・建設規格」という。）を準用する。各評価対象部位に要求される機能は破損燃料用輸送容器（7 体）と同じであるため，適用基準・規格は「添付資料－２－２－３　表１－３－１ 構造強度に係る適用基準・規格」を参照。

1.3.2.　設計事象の抽出

破損燃料用輸送容器（2 体）の取扱い及び共用プールまでの輸送に係るハンドリングフローは破損燃料用輸送容器（7 体）の二次蓋を使用しない場合と同様のため，「添付資料－２－２－３　1.3.2. 設計事象の抽出」を参照。ただし，荷重条件等が既存評価と異なるため 1.3.3.(5)項の包絡される事象を除き設計事象Ⅰ及びⅡは評価を省略せずに実施する。

1.3.3.　設計事象の荷重条件

前項で抽出した設計事象について，破損燃料用輸送容器（2 体）に発生する荷重を評価する。

(1) 内圧

「添付資料－２－２－３　1.3.7.3.　(1) 内圧」を参照。

(2) 熱荷重

「添付資料－２－２－３　1.3.7.3.　(2) 熱荷重」を参照。

(3) 設計事象Ⅰの加速度

「添付資料－２－２－２　1.3.3.　3) 設計事象Ⅰの加速度」を参照。

(4) 設計事象Ⅱの加速度の導出

事象発生時に破損燃料用輸送容器（2 体）が有する運動エネルギーを被衝突物（キャスク固定治具台座部分，キャスク固定治具旋回受け保護バンパ，キャスク固定治具トラニオンガイド，輸送架台，搬送架台及び転倒防止台座）の弾性により吸収するとして，発生する衝撃加速度を計算した。衝撃加速度の計算方法と結果を以下に示す。

① 加速度の算出式

「添付資料－２－２－２　1.3.3.　4）設計事象Ⅱの加速度の導出」及び「添付資料－２－２－３　1.3.3.　(3)　① 加速度の算出式」を参照。ただし，質量mは二次蓋分を減じた以下の値を用いて計算する。

m：破損燃料用輸送容器（2体）の質量(＝[redacted])

② ばね定数

「添付資料－２－２－３　1.3.3.　(3)　② ばね定数」を参照。

③ 加速度の算出

a. キャスク固定治具台座部分と破損燃料用輸送容器(2 体)の衝突(取扱いモードNo.2)

２号機破損燃料用輸送容器(7 体)と同様に加速度αを算出すると，

$\alpha = 44.40 m/s^2 = 4.53G$

余裕を見て 5.0G を評価加速度とする。

b. キャスク固定治具旋回受け保護バンパと破損燃料用輸送容器（2 体）の衝突（取扱いモードNo.2)

２号機破損燃料用輸送容器(7 体)と同様に加速度αを算出すると，

$\alpha = 21.02 m/s^2 = 2.14G$

余裕を見て 3.0G を評価加速度とする。

c. キャスク固定治具トラニオンガイドとトラニオンの衝突（取扱いモードNo.2)

２号機破損燃料用輸送容器(7 体)と同様に加速度αを算出すると，

$\alpha = 7.70 m/s^2 = 0.79G$

余裕を見て 1.0G を評価加速度とする。

d. 除染ピット内の容器台座と破損燃料用輸送容器(2 体)の衝突(取扱いモードNo.4)

２号機破損燃料用輸送容器(7 体)と同様に加速度αを算出すると，

$\alpha = 39.85 m/s^2 = 4.06G$

余裕を見て 5.0G を評価加速度とする。

e. 破損燃料用輸送容器（2 体）を垂直吊りした状態での下部トラニオンと輸送架台の衝突（取扱いモード No.6）

２号機破損燃料用輸送容器(7 体)と同様に加速度αを算出すると，

$\alpha = 39.12 m/s^2 = 3.99G$

余裕を見て 4.0G を評価加速度とする。

f. 破損燃料用輸送容器(2 体)の搬送台車上の搬送架台への衝突(取扱いモード No.9)

３号機機破損燃料用輸送容器(7 体)と同様に加速度αを算出すると，

$\alpha = 40.10 m/s^2 = 4.09G$

余裕を見て 5.0G を評価加速度とする。

g. 転倒防止台座への衝突及びキャスクピット床面への衝突（取扱いモード No.11,12）

３号機機破損燃料用輸送容器(7 体)と同様に加速度αを算出すると，

$\alpha = 89.85 m/s^2 = 9.16G$

余裕を見て 10G を評価加速度とする。

(5) 包絡される事象の検討

得られた加速度算出結果より全事象において，二次蓋を使用しない２号機破損燃料用輸送容器（2 体）に発生する衝撃加速度は二次蓋を使用する既存評価の添付資料－２－２－２の評価加速度に包絡することから，包絡される事象を検討し，検討結果を表１－３－１に示す。

評価対象部位のバスケットについて，事象 a，c 及び d は設計事象Ⅰの構内輸送時及び事象 g と同等または包絡される。さらに，設計事象Ⅰ及び事象 e～g は，以下より二次蓋を使用する既存評価の添付資料－２－２－２が適用可能である。したがって，バスケットは事象 b のみ評価する。

・二次蓋有無による質量の変動は応力計算に影響しない

・熱荷重による応力が発生しない

また，トラニオンについては，事象 a，b，d 及び g ではトラニオンは衝撃発生箇所には該当しない。さらに設計事象Ⅰ，事象 c，e 及び f は以下より二次蓋を使用する既存評価の添付資料－２－２－２が適用可能である。したがって，トラニオンの評価を省略する。

・二次蓋を減じた質量分だけ発生応力が小さくなる

・熱荷重による応力が発生しない

表１－３－１　包絡性検討結果と新評価要否

設計事象Ⅱ	衝撃発生箇所	加速度	包絡される事象及び新評価要否		
			容器本体及び蓋	バスケット	トラニオン
a. キャスク固定治具台座部分と破損燃料用輸送容器（2体）の衝突（取扱いモードNo.2）	容器底面	5.0G	－ 事象gに包絡	－	
b. キャスク固定治具旋回受け保護バンパと破損燃料用輸送容器（2体）の衝突（取扱いモードNo.2）	容器底板側面	3.0G	○		
c. キャスク固定治具トラニオンガイドとトラニオンの衝突（取扱いモードNo.2）	トラニオン	1.0G	－ 設計事象Ⅰに包絡		
d. 除染ピット内の容器台座と破損燃料用輸送容器（2体）の衝突（取扱いモードNo.4）	容器底面	5.0G	－ 事象gに包絡		
e. 破損燃料用輸送容器（2体）を垂直吊りした状態での下部トラニオンと輸送架台の衝突（取扱いモードNo.6）	トラニオン	4.0G	○		
f. 破損燃料用輸送容器（2体）の搬送台車上の搬送架台への衝突（取扱いモードNo.9）	トラニオン	5.0G	○		
g. 転倒防止台座への衝突（取扱いモードNo.11） キャスクピット床面への衝突（取扱いモードNo.12）	容器底面	10G	○		

○：新評価を実施する。

－：他事象に包絡または評価対象外のため，評価を省略する。

(6) 各設計事象における荷重条件

各設計事象における荷重条件を表１－３－２及び表１－３－３に示す。なお，２号機燃料取り出し期間中の耐圧試験を想定していないことから，試験状態は評価対象外とする。

表１－３－２　荷重条件（容器本体及び蓋）(1/2)

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
設計条件	設計時	－	最高使用圧力：2.0MPa ボルト初期締付け力 以下の荷重のうち最大となるもの 【設計事象Ⅰ】 ・構内輸送時荷重 ・吊上げ荷重 【設計事象Ⅱ】 ・キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 ・輸送架台への衝突時荷重 ・搬送架台への衝突時荷重 ・転倒防止台座への衝突時荷重
Ⅰ	構内輸送時	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 構内輸送時荷重 上方向：2.0G 下方向：3.0G（自重を考慮） 前後方向：2.0G 左右方向：1.0G 熱荷重
	吊上げ時	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 吊上げ荷重 下方向：1.32G（自重を考慮） 熱荷重

表１－３－２　荷重条件（容器本体及び蓋）(2/2)

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
Ⅱ	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突 （取扱いモードNo.2）	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 下方向：1.0G（自重を考慮） 横方向：3.0G 熱荷重
	輸送架台への衝突 （取扱いモードNo.6）	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 輸送架台への衝突時荷重 下方向：4.0G（自重を考慮） 熱荷重
	搬送架台への衝突 （取扱いモードNo.9）	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 搬送架台への衝突時荷重 下方向：5.0G（自重を考慮） 熱荷重
	転倒防止台座への衝突 （取扱いモードNo.11） キャスクピット床面への衝突 （取扱いモードNo.12）	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 転倒防止台座への衝突時荷重 下方向：10G（自重を考慮） 熱荷重

表１－３－３　荷重条件（バスケット）

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
設計条件	設計時	－	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 下方向：1.0G（自重を考慮） 横方向：3.0G
Ⅱ	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突 （取扱いモードNo.2）	－	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 下方向：1.0G（自重を考慮） 横方向：3.0G 熱荷重

1.3.4.　設計基準

「添付資料－２－２－２　1.3.4. 設計基準」を参照。

1.3.5.　評価方法及び評価モデル

1.3.5.1.　容器本体及び蓋

容器本体及び蓋の主な構造部材の応力評価箇所は添付資料－２－２－３の図１－３－８及び図１－３－９に，荷重条件は表１－３－２に示した通りである。

(1) 設計条件

設計時における荷重は次に示す組合せとする。

最高使用圧力＋ボルト初期締付け力＋設計事象により発生する機械的荷重（自重含む）

① 胴，底板，一次蓋

「添付資料－２－２－３　1.3.7.5.　(1)　① 胴，底板，一次蓋」を参照。

② ポートカバー

「添付資料－２－２－２　1.3.5.1.　1)　② ポートカバー，二次蓋ポートカバー」を参照。

③ 一次蓋ボルト，ポートカバーボルト

「添付資料－２－２－２　1.3.5.1.　1)　③ 一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルト，二次蓋ポートカバーボルト」を参照。

(2) 設計事象Ⅰ　構内輸送時

「添付資料－２－２－２　1.3.5.1.　2) 設計事象Ⅰ　構内輸送時」を参照。ただし，解析モデルは(1) ①項に示す解析モデルを用い，熱荷重は添付資料－２－２－３の図１－３－２０に示す温度分布（横置き時，健全燃料時）を用いて評価する。また，応力計算では二次蓋分を減じた容器の質量を用いて評価する。

(3) 設計事象Ⅰ　吊上げ時

「添付資料－２－２－２　1.3.5.1.　3) 設計事象Ⅰ　吊上げ時」を参照。ただし，解析モデルは(1) ①項に示す解析モデルを用い，熱荷重は添付資料－２－２－３の図１－３－２１に示す温度分布（縦置き時，健全燃料時）を用いて評価する。また，応力計算では二次蓋分を減じた容器の質量を用いて評価する。

(4) 設計事象Ⅱ　キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突

「添付資料－２－２－３　1.3.5.1.　(2) 設計事象Ⅱ　キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突」を参照。ただし，熱荷重は添付資料－２－２－３の図１－３－２１に示す温度分布（縦置き時，健全燃料時）を用いて評価する。また，平均支圧応力におけるバスケットの質量 m_G 及び接触面積 A 並びに圧縮応力における破損燃料用輸送容器の質量 m_G は以下の値を用いて評価する。

・平均支圧応力

m_G：バスケットの質量(＝[redacted])

A：接触面積（＝[redacted]）

・圧縮応力

m_G：破損燃料用輸送容器（2 体）の質量(＝[redacted])

(5) 設計事象Ⅱ　輸送架台への衝突

「添付資料－２－２－３　1.3.7.5.　(5) 設計事象Ⅱ　輸送架台への衝突」を参照。ただし，平均支圧応力におけるバスケットの質量 m_G 及び接触面積 A 並びに圧縮応力における破損燃料用輸送容器の質量 m_G は以下の値を用いて評価する。

・平均支圧応力

m_G：バスケットの質量(＝[redacted])

A：接触面積（＝[redacted]）

・圧縮応力

m_G：破損燃料用輸送容器（2 体）の質量(＝[redacted])

(6) 設計事象Ⅱ　搬送架台への衝突

「添付資料－２－２－２　1.3.5.1.　4) 設計事象Ⅱ　搬送架台への衝突（横姿勢)」を参照。ただし，解析モデルは(1) ①項に示す解析モデルを用い，熱荷重は添付資料－２－２－３の図１－３－２０に示す温度分布（横置き時，健全燃料時）を用いて評価する。また，応力計算では二次蓋分を減じた容器の質量を用いて評価する。

(7) 設計事象Ⅱ　転倒防止台座への衝突及びキャスクピット床面への衝突

「添付資料－２－２－２　1.3.5.1.　5) 設計事象Ⅱ　転倒防止台座への衝突（縦姿勢)」を参照。ただし，解析モデルは(1) ①項に示す解析モデルを用い，熱荷重は添付資料－２－２－３の図１－３－２１に示す温度分布（縦置き時，健全燃料時）を用いて評価する。また，応力計算では二次蓋分を減じた容器の質量を用いて評価する。

1.3.5.2.　バスケット

バスケットの応力評価箇所を図１－３－１に示す。荷重条件は表１－３－３に示した通りである。

(1) 設計条件

バスケットには，バスケット，収納缶，使用済燃料集合体及びバスケット格子内部の水の質量に，キャスク固定治具旋回受け保護バンパの衝突時の加速度，

G_x：図１－３－１に示すx方向の加速度（＝0m/s^2）

G_y：図１－３－１に示すｙ方向の加速度（＝29.42m/s^2）

G_z：図１－３－１に示すｚ方向の加速度（＝9.807m/s^2）

が付加されることによる荷重が発生する。

① 一次一般膜応力

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所は，バスケットの応力評価箇所の図１－３－１の評価点④である。評価点④には，ｙ方向の荷重によりせん断応力τ_{xy4y}が発生し，次式で計算される。

$$\tau_{xy4y} = \frac{m_{y4} \cdot G_y}{A_{y4}}$$

ここで，

m_{y4}：ｙ方向加速度作用時に評価点④で支持する質量（＝[redacted]）

A_{y4}：評価点④のｙ方向荷重支持面積（＝[redacted]）

評価点④の一次一般膜応力(P_m)は，次式で計算する。

$$P_m = \left|\tau_{xy4y} - \left(-\tau_{xy4y}\right)\right|$$

② 一次膜応力＋一次曲げ応力

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所は，バスケットの応力評価箇所の図１－３－１の評価点②である。

(a) ｘ方向の荷重による応力

ｘ方向加速度（G_x）により発生する応力は，評価点②における枠板の自重による圧縮応力のみであり無視できる。

(b) ｙ方向の荷重による応力

評価点②には，ｙ方向の荷重によりｙ方向の垂直応力（圧縮応力）σ_{y2y}が発生し，次式で計算される。

$$\sigma_{y2y} = -\frac{m_{y2} \cdot G_y}{A_{y2}}$$

ここで，

m_{y2}：y 方向加速度作用時に評価点②で支持する質量（＝[redacted]）

A_{y2}：評価点②の y 方向荷重支持面積（＝[redacted]）

また，評価点②には，y 方向の荷重により曲げ応力（z 方向応力）σ_{z2y} が発生し，次式で計算される。

$$\sigma_{z2y} = \pm\frac{M_{y2}}{Z_{y2}}$$

ここで，

M_{y2}：評価点②における y 方向加速度作用時の曲げモーメント（N・mm）

Z_{y2}：評価点②の y 方向加速度作用時の断面係数（＝[redacted]）

また，M_{y2} は次式で計算される。

$$M_{y2} = \frac{\ell_{pitch}}{12} \cdot \frac{m_{y2} \cdot G_y}{n_{span}}$$

ここで，

ℓ_{pitch}：枠板の支持ピッチ（＝[redacted]）

n_{span}：格子支持板によって支持されるスパンの数（＝[redacted]）

(c) z 方向の荷重による応力

評価点②には，z 方向の荷重により z 方向の垂直応力（圧縮応力）σ_{z2z} が発生し，次式で計算される。

$$\sigma_{z2z} = -\frac{m_{z2} \cdot G_z}{A_{z2}}$$

ここで，

m_{z2}：z 方向加速度作用時に評価点②で支持する質量（＝[redacted]）

A_{z2}：評価点②の z 方向荷重支持面積（＝[redacted]）

(a)～(c)より，評価点②の一次一般膜＋一次曲げ応力(P_m＋P_b)は，次式で計算する。

$$P_m + P_b = \left|\left(\sigma_{z2y} + \sigma_{z2z}\right) - \sigma_{y2y}\right|$$

(2) 設計事象Ⅱ　キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突

キャスク固定治具旋回受け保護バンパ衝突時における荷重は次に示す組合せとする。

衝突時荷重（自重を含む）

① 一次＋二次応力

熱荷重は発生しないため，一次＋二次応力の計算方法は，一次応力（(1) ① 一次一般膜応力，② 一次膜応力＋一次曲げ応力）と同様である。

② 平均せん断応力

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所はバスケットの応力評価箇所の図１－３－１の評価点④である。評価点④の平均せん断応力（τ）の計算方法は，一次応力（(1) ① 一次一般膜応力）と同様である。

③ 平均支圧応力

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所はバスケットの応力評価箇所の図１－３－１の評価点①，③及び⑦である。評価点①，③及び⑦の平均支圧応力（σ_b）は，次式で計算する。

$$\sigma_b = \frac{m_{1,7} \cdot G_z}{A_{1,7}}$$

ここで，

$m_{1,7}$：z 方向加速度作用時に評価点①及び⑦で支持する質量（＝[redacted]）

$A_{1,7}$：z 方向荷重支持面積（評価点①及び⑦の合計面積＝[redacted]）

④ 軸圧縮応力

(a) 枠板長手方向

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所はバスケットの応力評価箇所の図１－３－１の評価点①である。評価点①の軸圧縮応力（σ_c）の計算方法は，「③ 平均支圧応力」と同様である。

(b) 枠板長手方向以外

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所はバスケットの応力評価箇所の図１－３－１の評価点②である。評価点②の軸圧縮応力（σ_c）の計算方法は，「(1) ② (b) y 方向の荷重による応力」における圧縮応力と同様である。

(c) 格子支持板外周部 0° －180° 方向

評価点③には，x 方向の加速度により圧縮応力 σ_{x3x} が発生し，次式で計算される。

$$\sigma_{x3x} = -\frac{m_{x3} \cdot G_x}{A_{x3}}$$

ここで，

m_{x3}：x 方向加速度作用時に評価点③で支持する質量（＝[redacted]）

A_{x3}：評価点③の x 方向荷重支持面積（＝[redacted]）

(d) 格子支持板外周部 90° －270° 方向

評価点③には，y 方向の加速度により圧縮応力 σ_{y3y} が発生し，次式で計算される。

$$\sigma_{y3y} = -\frac{m_{y3} \cdot G_y}{A_{y3}}$$

ここで，

m_{y3}：y 方向加速度作用時に評価点③で支持する質量（＝[redacted]）

A_{y3}：評価点③の y 方向荷重支持面積（＝[redacted]）

(e) スペーサ

評価点⑦の軸圧縮応力（σ_c）の計算方法は，「③ 平均支圧応力」と同様である。

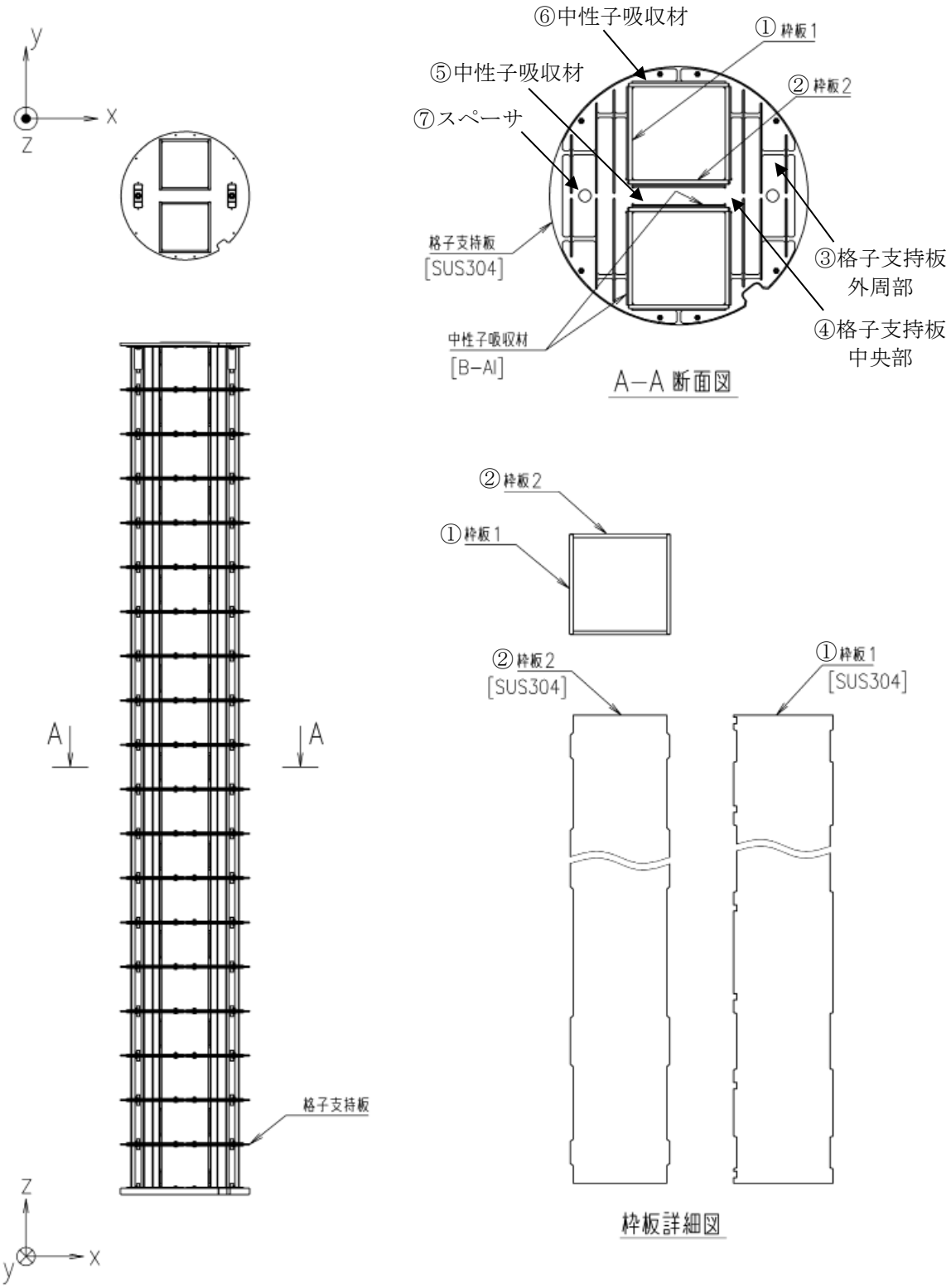


図１－３－１　バスケットの応力評価箇所

1.3.6.　評価結果

容器本体及び蓋の評価結果を表１－３－４～表１－３－７に示す。

バスケットについては２号機燃料取り出しで新評価となる「キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突」における評価結果を表１－３－８に示す。

また，抽出された全事象をバスケットにおける代表事象または包絡される事象に整理し表１－３－９に示す。上記バスケットの評価結果と「添付資料－２－２－２　1.3.6. 評価結果　表１－３－１６」の計算値を比較し全事象を考慮した最大応力と，最大応力が生じる代表事象を表１－３－１０に示す。数値は安全側に丸めて使用するものとし，計算値については小数点以下第１位を切上げ，許容応力については小数点以下第１位を切捨て，どちらも整数で表示する。

いずれも，許容応力に対して十分に余裕がある。このため，破損燃料用輸送容器（2 体）の構造健全性は維持される。

表１－３－４　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）(1/2)

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次局部膜応力 (P_L)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
胴 中央部	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	設計条件	7	123	－	－	7	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	8	369
底板 中央部		設計条件	5	123	－	－	10	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	24	369
底板 外周部		設計条件	－	－	7	184	19	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	24	369
胴 下端部		設計条件	－	－	12	184	22	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	17	369
底部中性子 遮蔽体外周部		設計条件	－	－	28	184	60	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	71	369
上部トラニオン 取付け部		設計条件	－	－	11	184	21	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	20	369
下部トラニオン 取付け部		設計条件	－	－	17	184	29	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	30	369

表１－３－４　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）(2/2)

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次局部膜応力 (P_L)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
一次蓋 中央部	SUSF304	設計条件	3	137	－	－	8	205	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	5	411
一次蓋 フランジ部		設計条件	－	－	7	205	9	205	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	8	411

表１－３－５　容器本体及び蓋の評価結果（ポートカバー）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
ポートカバー	SUS304	設計条件	2	137	17	205	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	17	411

表１－３－６　容器本体及び蓋の評価結果（ボルト）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	平均引張応力（σ_m）		平均引張応力＋曲げ応力（$\sigma_m+\sigma_b$）	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
一次蓋ボルト	SUS630 H1150	設計条件	101	216	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	316	432	346	648
ポートカバーボルト		設計条件	39	216	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	227	432	229	648

表１－３－７　容器本体及び蓋の評価結果（平均支圧応力及び圧縮応力）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	平均支圧応力（σ_b）		圧縮応力（σ_c）	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
底板	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	Ⅰ，Ⅱ	1	184	－	－
胴		Ⅰ，Ⅱ	－	－	7	95

表１－３－８　バスケットの評価結果

（キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突）

（単位：MPa）

部位	材料	応力の種類		設計事象				許容応力
				設計条件		Ⅰ，Ⅱ		
				計算値	評価点（面）	計算値	評価点（面）	
バスケット	SUS304	一次一般膜応力(Pm)		2	④	－	－	133
		一次一般膜＋一次曲げ応力(Pm+Pb)		10	②	－	－	199
		一次＋二次応力（Pm+Pb+Q）		－	－	10	②	399
		平均せん断応力（τ）		－	－	1	④	79
		平均支圧応力（σ_b）		－	－	2	①，③，⑦	150
		軸圧縮応力（σ_c）	枠板長手方向	－	－	2	①	96
			枠板長手方向以外	－	－	2	②	88
			格子支持板外周部 0°－180°方向	－	－	0	③	56
			格子支持板外周部 90°－270°方向	－	－	2	③	129
			スペーサ	－	－	2	⑦	129

表１－３－９　バスケットの代表事象

代表事象※1		包絡される事象※2
ⅰ	構内輸送時	吊上げ時 キャスク固定治具トラニオンガイドへの衝突（取扱いモードNo.2）
ⅱ	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突（取扱いモードNo.2）	－
ⅲ	搬送架台への衝突（取扱いモードNo.9）	－
ⅳ	転倒防止台座への衝突（取扱いモードNo.11） キャスクピット床面への衝突（取扱いモードNo.12）	キャスク固定治具台座部分への衝突（取扱いモードNo.2） 除染ピット内の容器台座への衝突（取扱いモードNo.4） 輸送架台への衝突（取扱いモードNo.6）

※１：代表事象ⅰ，ⅲ，ⅳにおける「設計事象の荷重条件」，「設計基準」及び「評価方法及び評価モデル」については，添付資料－２－２－２を参照。代表事象ⅱについては，1.3.3.項～1.3.5.項を参照。

※２：バスケットの設計事象は加速度方向と大きさで事象の包絡を評価できる。吊上げ時に生じる輸送容器軸方向の加速度1.32Gは構内輸送時に生じる前後方向の加速度2.0Gに包絡。また，輸送架台への衝突時に生じる輸送容器軸方向の加速度4.0Gは転倒防止台座への衝突時及びキャスクピット床面への衝突時に生じる輸送容器軸方向の加速度10Gに包絡。

表１－３－１０　バスケットの評価結果

（全事象）

（単位：MPa）

部位	材料	応力の種類		設計事象						許容応力
				設計条件			Ⅰ，Ⅱ			
				代表事象	計算値	評価点（面）	代表事象	計算値	評価点（面）	
バスケット	SUS304	一次一般膜応力(Pm)		iv	13※	①，⑦	－	－	－	133
		一次一般膜＋一次曲げ応力(Pm+Pb)		iv	31※	④	－	－	－	199
		一次＋二次応力（Pm+Pb+Q）		－	－	－	iv	31※	④	399
		平均せん断応力（τ）		－	－	－	ii	1	④	79
		平均支圧応力（σ_b）		－	－	－	iv	13※	①，③，⑦	150
		軸圧縮応力（σ_c）	枠板長手方向	－	－	－	iv	13※	①	96
			枠板長手方向以外	－	－	－	iii	2※	①	88
			格子支持板外周部 0°－180°方向	－	－	－	iii	2※	③	56
			格子支持板外周部 90°－270°方向	－	－	－	ii	2	③	129
			スペーサ	－	－	－	iv	13※	⑦	129

※：「添付資料－２－２－２　1.3.6. 評価結果　表１－３－１６」を採用

参考資料

構造強度計算に用いるコード（ABAQUS）について

1. 概要

ABAQUS コードは米国 Hibbitt,Karlsson&Sorensen,Ins.(HKS 社)で開発された有限要素法に基づく応力・座屈解析等の汎用解析コードであり，輸送容器の応力解析等に広く利用されている。

2. 機能

ABAQUS コードは，応力解析に際して以下の機能を有している。

① 定常，非定常の弾性，弾塑性のいずれの解も得ることができる。
② 材料特性として時間依存，歪の履歴依存並びに等方性・異方性等を考慮することができる。
③ モデルの形状は一次元～三次元，又は連続体についても取り扱うことができる。
④ 伝熱解析結果をそのまま境界条件として熱応力解析に用いることが可能である。
⑤ 荷重条件として集中荷重，分布荷重，モーメント，加速度力（慣性力），圧力，遠心力及びコリオリ力等が取り扱える。また，これらの条件の時間依存，線形変化に対しても対応可能である。

3. 解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図１－３－２に示す。

4. 使用実績

ABAQUS コードは，これまで多くの応力解析に対し使用実績がある。

5. 検証方法

理論値との比較による検証が実施されていることを確認している。

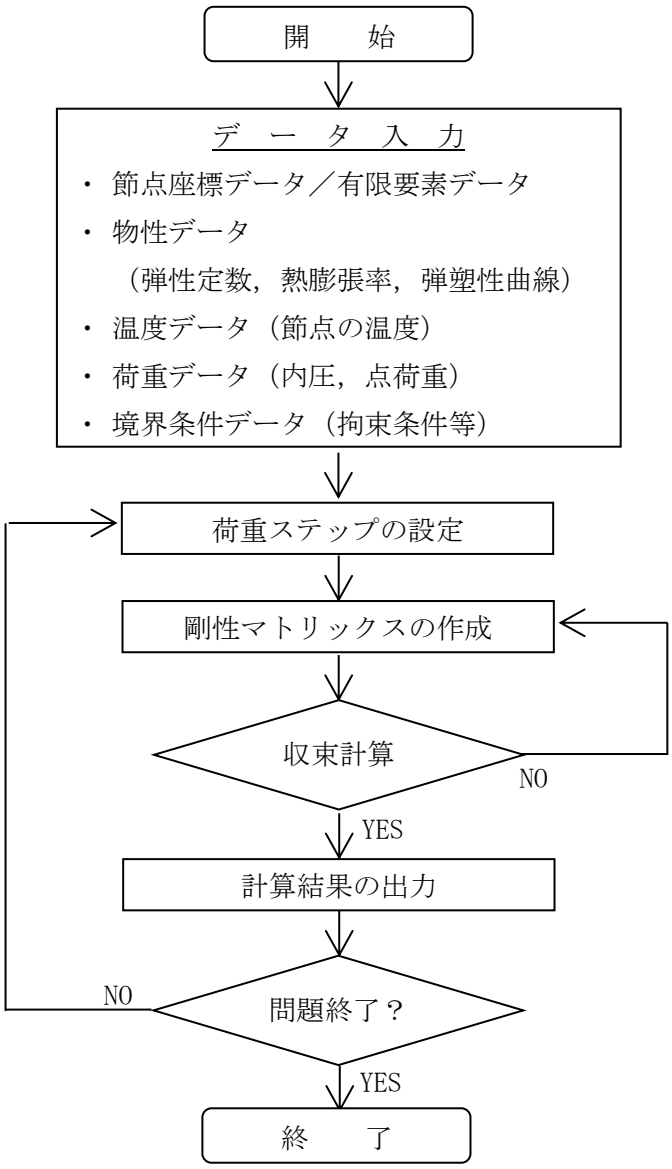


図１－３－２　ABAQUS コードの応力解析フロー図

1.4.　密封機能

1.4.1.　基本的な考え方

破損燃料用輸送容器（2 体）の密封は破損燃料用輸送容器（7 体）と同様に容器本体及び一次蓋より構成される密封容器とこれに付属するポート部のカバーから構成され，容器本体と一次蓋，各ポートカバーのガスケットにはゴム製Ｏリングが使用されている。一次蓋で構成される破損燃料用輸送容器(2 体)の密封境界を図１－４－１に示す。

密封機能の評価にあたっては，構造強度評価結果，除熱機能評価結果，容器構造から，破損燃料用輸送容器（2 体）の密封機能が維持されることを確認する。

1.4.2.　評価結果

(1) 構造強度評価結果

1.3.項に示した通り，構造強度評価から破損燃料用輸送容器（2 体）の密封境界を構成する胴，底板，一次蓋，一次蓋ボルト，ポートカバー及びポートカバーボルトは想定される荷重条件に対して十分な強度を有しており，密封境界の構造健全性に問題がないことが確認されている。

(2) 除熱評価結果

破損燃料用輸送容器（2 体）の取扱い及びワイヤ修復燃料を包含する２号機の燃料が既存評価の評価条件に包絡することから，既存評価が適用可能であり密封境界の熱的健全性に問題ないことが確認されている。

(3) 容器構造

破損燃料用輸送容器（2 体）の密封境界を構成する一次蓋及び各ポートカバーは，ガスケットにゴム製のＯリングを使用し，複数のボルトで容器本体に締付ける構造である。

各ポートカバーは燃料装填前に規定のトルクで締付け，一次蓋は燃料装填後に使用済燃料プール内で容器本体に仮締めして除染ピットに移動し，規定のトルクで締付け後，気密漏えい試験を実施して密封機能を担保する。

(4) まとめ

以上から，破損燃料用輸送容器（2 体）の密封機能は維持される。

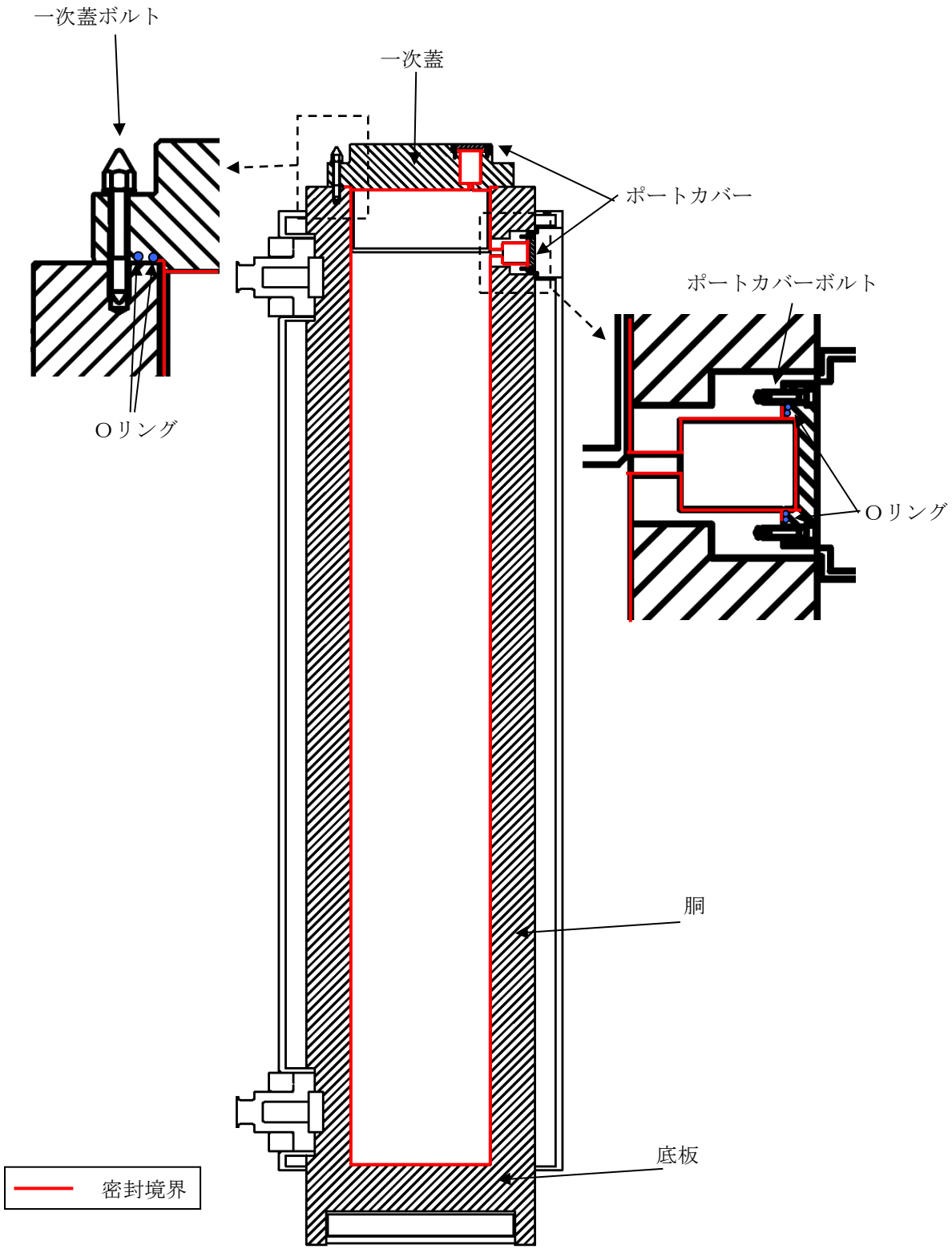


図１－４－１　一次蓋で構成する容器密封境界

1.5.　破損燃料用輸送容器（2 体）の落下

1.5.1.　原因

破損燃料用輸送容器（2 体）の取扱い中に，何らかの原因で破損燃料用輸送容器（2 体）が落下して密封境界が破損し，放射性物質が環境に放出される。

1.5.2.　発生防止対策

破損燃料用輸送容器（2 体）の落下を防止するために，次のような設計及び手順の対策を講じる。

(1) クレーン主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造とする。

(2) クレーン巻上装置は電源断時にスプリングリターン式ブレーキで保持する構造とする。

(3) クレーン主巻フックと吊具，吊具と破損燃料用輸送容器（2 体）の取付けを二重化する。

(4) 取付け作業後の取付け状態を ITV にて確認し，外れ止めを取り付ける。

(5) 作業開始前にクレーン及び吊具の事前点検を実施する。

(6) 作業手順書を整備し，作業員への教育訓練を行う。

1.5.3.　核分裂生成物の放出量及び線量の評価

破損燃料用輸送容器（2 体）は最大 2 体の燃料を輸送することが可能な容器である。これは２号機燃料取り出しで使用する破損燃料用輸送容器（7 体）の燃料収納体数 7 体より少ない。従って，核分裂生成物の放出及び線量評価は「添付資料－２－２－３　1.6. 破損燃料用輸送容器（7 体）の落下」の評価に包絡される。

2. 別添

別添－１　破損燃料用輸送容器（2 体）の保守について

破損燃料用輸送容器（2 体）の保守について

「添付資料－２－２－２　別添－２ 破損燃料用輸送容器（2 体）の保守について」を参照。

構内輸送時の措置に関する説明書（２号機）

1.　構内輸送の概要

第２号機の使用済燃料プールに貯蔵されている燃料は，使用済燃料プールで燃料取扱機を使用して構内用輸送容器に装填する。燃料を装填した構内用輸送容器はクレーンを使用して燃料取り出し用構台から吊り下ろし，輸送車両に積載し，共用プールに向けて構内輸送する。構内用輸送容器は，３号機燃料取り出しの際に使用した容器（密封式円筒形）を用いる。

2.　構内輸送時に講じる措置

「Ⅲ特定原子力施設の保安　第３編　3.1.1 放射線防護及び 3.1.2 放射線管理」において，管理区域と同等の管理を要する区域として管理対象区域を定義しており，「Ⅲ特定原子力施設の保安　第１編　45 条」により２号機から共用プールへの輸送経路も管理対象区域に設定されている。

構内輸送時に講じる措置は，「東京電力株式会社福島第一原子力発電所原子炉施設の保安及び特定核燃料物質の防護に関する規則の第 14 条の２（工場又は事業所において行われる運搬）」に準じて実施する。

2.12　使用済燃料共用プール設備

2.12.1　基本設計

2.12.1.1　設置の目的

使用済燃料共用プール設備は，燃料の適切な貯蔵を目的として運用補助共用施設内に設け，燃料貯蔵設備と燃料取扱設備等で構成する。

燃料貯蔵設備は，使用済燃料共用プール（以下，「共用プール」という。），共用プール冷却浄化系，共用プール補機冷却系，共用プール補給水系等で構成する。

共用プール冷却浄化系は，ポンプ，熱交換器，ろ過脱塩装置，補助機器等で構成する。

燃料取扱設備は，燃料取扱装置及び共用プールで取り扱う構内用輸送容器，使用済燃料乾式貯蔵容器（以下，「乾式貯蔵キャスク」という。）及び使用済燃料輸送貯蔵兼用容器（以下，「輸送貯蔵兼用キャスク」という。）で構成する。なお，これら容器については，「Ⅱ.2.11」，「Ⅱ.2.13」及び「Ⅱ.2.31」に記載する。

その他設備として天井クレーン，使用済燃料輸送容器除染設備，共用プール建屋廃液移送系等がある。

また，共用プールに，1～4 号機原子炉建屋内の使用済燃料プールに貯蔵中の使用済燃料及び新燃料，5,6 号機原子炉建屋内の使用済燃料プール及び炉内に貯蔵中の使用済燃料（合計 5,936 体※）の受け入れを計画している。

その中には，震災前から使用済燃料プールに貯蔵されている変形燃料や破損燃料，震災時に破損した可能性のある燃料が含まれている。変形燃料の貯蔵にあたっては，変形の程度に対して，物理的に貯蔵できるとともに，臨界を防止することが必要である。また破損燃料の貯蔵にあたっては，破損形態に応じて，放射性物質の拡散を抑制するとともに，燃料の形状が維持されていない場合でも臨界を防止することが必要である。

このため，上記の燃料の貯蔵を目的とした使用済燃料貯蔵ラックを設置する。

なお，5,6 号機原子炉建屋内の使用済燃料プールに貯蔵中の使用済燃料及び新燃料を除く炉内燃料の共用プールへの受け入れ計画を踏まえて，使用済燃料乾式キャスク仮保管設備（「Ⅱ.2.13」に記載）の増設を計画している。

※　5,6 号機原子炉建屋内に貯蔵中の新燃料は含まない

2.12.1.2　要求される機能

原則，「発電用軽水型原子炉施設に関する安全設計審査指針」指針 49 から 51 に適合すること。

2.12.1.3　設計方針

(1) 未臨界性

共用プールは，容量いっぱいに燃料集合体を収容した場合でも，通常時はもちろん，予想される外的条件が加わっても未臨界性を確保できる設計とする。

(2) 冷却及び浄化能力

共用プール冷却浄化系は，共用プール内に貯蔵する使用済燃料から発生する崩壊熱を除去でき，かつ共用プール水の不純物を除去できる能力を持つ設計とする。

使用済燃料の崩壊熱は，共用プール冷却浄化系の熱交換器によって，共用プール補機冷却系へ伝えられ，同系の空気冷却器によって大気に伝えられる設計とする。

(3) 非常用補給能力

津波等により外部電源が喪失した場合にも，共用プール補給水系を用いて共用プール水の補給ができる設計とする。

(4) 貯蔵容量

炉心全装荷量（1～6 号機炉心全装荷量の合計）の約 200%貯蔵できる容量を超えない容量とする。

(5) 遮へい

共用プール及びキャスク・ピット内の壁面及び底部はコンクリート壁による遮へいを施すとともに，使用済燃料の上部には十分な水深を保つことにより，遮へい効果を有する設計とする。

燃料取扱装置は，構内用輸送容器，乾式貯蔵キャスクまたは輸送貯蔵兼用キャスクと共用プール間の使用済燃料の移送操作及び収容操作が，使用済燃料の遮へい及び熱除去を考慮して，水面下で行うことができる設計とする。

(6) 漏えい防止及び漏えい検知

共用プール水の漏えいを防止するため，共用プール及びキャスク・ピットには排水口を設けない設計としている。また，共用プールに接続された配管が破損しても，共用プール水が流出しない設計としている。

また，万一の共用プール・ライニングの想定される破損による漏えいを検知するため漏えい水検出計及び水位警報装置を設ける。

(7) 構造強度

燃料取扱装置及び貯蔵設備は，地震荷重等の適切な組合せを考慮しても強度上耐え得るように設計する。

また，共用プールのライニングは，万一の燃料集合体の落下時にも共用プールの機能を失うような損傷を生じない設計とする。

(8) 落下防止

使用済燃料貯蔵ラック上には，重量物を吊った天井クレーンは通過させないようにし，重量物の貯蔵燃料への落下を防止できる設計とする。

燃料取扱装置の燃料つかみ機は，二重のワイヤや種々のインター・ロックを設け，また天井クレーンの主要要素は種々の二重化を施すことにより移送中の燃料集合体等の落下を防止できる設計とする。

(9) 除染

構内用輸送容器等の除染ができるようにする。

(10) 被ばく低減

燃料取扱装置及び燃料貯蔵設備は，放射線業務従事者の被ばくを合理的に達成できる限り低くするため，運用補助共用施設の建屋内に設置し，換気空調設備を有する設計とする。

(11) 燃料取扱場所のモニタリング

燃料取扱場所は，崩壊熱の除去能力の喪失に至る状態及び過度の放射線レベルを検出できるとともに，これを適切に放射線業務従事者に伝える設計とする。

(12) 格納及び空気浄化

貯蔵設備は運用補助共用施設の建屋内に設置し，換気空調設備を有する設計とする。

(13) 試験可能性

燃料取扱装置及び燃料貯蔵設備のうち安全機能を有する構築物，系統及び機器は，定期的に試験及び検査ができる設計とする。

(14) 火災防護

共用プール施設は，火災により共用プール施設の安全性が損なわれないようにする。

2.12.1.4 供用期間中に確認する項目

(1) 共用プール水温が 65℃以下であること。

(2) 共用プールへ冷却水を補給できること。

(3) 共用プールがオーバーフロー水位付近にあること。

2.12.1.5 主要な機器

運用補助共用施設平面図を図２．１２－１～５に，共用プール概要図を図２．１２－６，７に示す。

(1) 共用プール

a. 共用プールは，鉄筋コンクリート造の設備で運用補助共用施設内にあり，1～6 号機原子炉建屋内の使用済燃料プールまたは炉内で 19 ヶ月以上冷却された使用済燃料（7×7 燃料※1，8×8 燃料，新型 8×8 燃料，新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料，高燃焼度 8×8 燃料及び 9×9 燃料）及び 1～4 号機原子炉建屋内の使用済燃料プール内の新燃料（9

×9 燃料※2）を貯蔵し，貯蔵容量は炉心全装荷量（1～6 号機炉心全装荷量の合計）の約 200%である。なお，乾式貯蔵キャスク仕立て時に発生するチャンネルボックス等も共用プールに貯蔵する。

※1　共用プール内の使用済燃料貯蔵ラックにおける未臨界性の評価は，使用済燃料の中性子無限増倍率を新燃料およびいかなる燃焼度の燃料を貯蔵しても十分安全側の評価を得るように 1.30 を仮定している。7×7 燃料の炉心内装荷状態における燃料未照射状態から燃料寿命末期において最も大きい中性子無限増倍率は 1.30 を下回るため，既存の評価に包含される。従って，7×7 燃料を燃料貯蔵ラックに貯蔵した場合でも臨界にはならない。なお，4 号機の使用済燃料貯蔵プールに存在する 7×7 燃料は，チャンネルボックス等の変形により使用済燃料貯蔵ラック（90 体）に貯蔵する事は適さないため，使用済燃料貯蔵ラック（49 体）に貯蔵する。

※2　使用済 9×9 燃料を共用プール内の燃料貯蔵ラックに貯蔵した場合の未臨界性は既存の設置許可において確認されている。使用済 9×9 燃料の未臨界評価においては，燃料未照射状態から燃料寿命末期において最も反応度が高い状態を包絡するような評価を行っていることから，新燃料を燃料貯蔵ラックに貯蔵した場合でも臨界にはならない。

b. 使用済燃料貯蔵ラックは，ステンレス鋼を使用するとともに，適切な燃料間距離を保持することにより，容量いっぱいに燃料を収容し，共用プール水温及びラック内燃料貯蔵位置等について想定される厳しい状態を仮定しても実効増倍率が 0.95 以下となる設計としている。また，使用済燃料貯蔵ラックの一部については，使用済燃料収納缶に入れた燃料を使用済燃料収納缶ごと貯蔵できる設計とする。使用済燃料収納缶は，変形，または破損燃料を使用済燃料収納缶内に収納して取扱うための吊上げ機能をもち，また燃料の形状が維持されていない場合でも放射性物質の拡散を抑制する。
c. 共用プール，キャスク・ピット壁の厚さ及び水深は遮へいを考慮して十分確保し，内面はステンレス鋼でライニングするとともに排水口を設けないことにより漏えいを防止している。また，万一の共用プール・ライニング及びキャスク・ピット・ライニングの想定される破損による漏えいを検知するため，漏えい水検出計及び水位警報装置を設ける。
d. 燃料取扱場所においてガンマ線レベルを連続的に監視し，線量率が設定値を超えた場合には燃料取扱場所に警報を発するエリア放射線モニタを設ける。
e. キャスク・ピットは，共用プールの横に別個に設け，万一のキャスクの落下事故の場合にも，共用プールの機能を喪失しない設計としている。また，万一の燃料集合体の落下時にも共用プールのライニングは機能を喪失しない設計としている。

(2)　共用プール冷却浄化系

共用プール冷却浄化系は，使用済燃料からの崩壊熱を共用プール補機冷却系により熱交換器で除去して共用プール水を冷却するとともに，ろ過脱塩装置で共用プール水をろ過脱塩して，共用プール及びキャスク・ピット水の純度及び透明度を維持する。

共用プール冷却浄化系は，1～6 号機原子炉建屋内の使用済燃料プールまたは炉内に 19

ヶ月以上冷却された使用済燃料及び炉内燃料を年間 900 体ずつ貯蔵容量いっぱいまで受入れた場合の使用済燃料から発生する崩壊熱の合計として定義する通常最大熱負荷を，この系の熱交換器で除去し，1 系列で共用プール水温がコンクリートの制限温度 65℃を超えない，また 2 系列で共用プール水温が現場作業環境を考慮した温度 52℃を超えない設計としている。

共用プールからスキマせきを越えてスキマ･サージ･タンクに流出する共用プール水は，ポンプで昇圧し，ろ過脱塩装置，熱交換器を通した後，共用プールのディフューザから吐出する設計としている。

共用プールに入る配管には逆止弁を設け，サイフォン効果により共用プール水が流出しない設計としている。

共用プール冷却浄化系は，スキマせきを越えてスキマ・サージ・タンクに流出する水をポンプで循環させるので，この系の破損時にも燃料プール水位はスキマせきより低下することはない。

なお，ろ過脱塩装置より発生する使用済イオン交換樹脂は，運用補助共用施設内の本設の沈降分離タンク（共用プールの設備寿命を 40 年として，発生する使用済イオン交換樹脂を収容できる容量として設計されている）で保管する。

また，本系統の電源は，外部電源喪失時に非常用所内電源からの受電が可能となっている。

(3)　共用プール補機冷却系

共用プール補機冷却系は，共用プールで発生する崩壊熱等を共用プール冷却浄化系の熱交換器等によって冷却除去するとともに，この系の空気冷却器によって大気へ伝える。

また，本系統の電源は，外部電源喪失時に非常用所内電源からの受電が可能となっている。

(4)　共用プール補給水系

共用プール補給水系は，通常時及び異常時に共用プール補給水貯蔵槽から共用プール補給水ポンプで昇圧し，共用プール水を補給する。

外部電源が喪失した場合にも，共用プール補給水系を用いて，共用プールへ水の補給ができる。また，長期停止した場合も消防車により共用プールへ水の補給が可能である。

なお，消防車については，ろ過水タンク等（ろ過水タンク：T.P.約 39m，純水タンク：T.P.約 8m）の真水を水源とする。

(5)　燃料取扱装置

燃料取扱装置は，共用プール及びキャスク・ピットの上に設けるレール上を水平に移動するブリッジと，その上を移動するトロリで構成する。

また，燃料つかみ機は，二重のワイヤや種々のインター・ロックを設ける。燃料取扱作業による放射線業務従事者の被ばくを低減するため，燃料取扱装置は，遠隔自動で運転できるようにしている。

(6)　天井クレーン

天井クレーンは，構内用輸送容器，乾式貯蔵キャスクまたは輸送貯蔵兼用キャスクの運搬等に使用する。

また，天井クレーンの主要要素は，種々の二重化（主巻装置のワイヤーロープ，ドラム等）を施しており，使用済燃料貯蔵ラック上には，重量物を通過させないように，天井クレーンにインター・ロックが設けられている。

(7)　使用済燃料輸送容器除染設備

使用済燃料輸送容器除染設備は，構内用輸送容器，乾式貯蔵キャスクまたは輸送貯蔵兼用キャスクの除染を行うため，共用プールに隣接して設けている。

(8)　燃料貯蔵区域換気空調系

燃料貯蔵区域換気空調系は，送・排風機，フィルタ等で構成する。共用プールの管理区域に供給された空気は，フィルタを通した後，排風機により排気口から大気に放出する。

(9)　使用済燃料輸送容器保管エリア

使用済燃料装填前あるいは装填後の構内用輸送容器，乾式貯蔵キャスク及び輸送貯蔵兼用キャスクを必要に応じて一時保管するため，運用補助共用施設内に使用済燃料輸送容器保管エリアを設けている。

(10)　電源

使用済燃料共用プール設備の電源は所内高圧母線から受電できる構成とする。また，外部電源喪失の場合でも，非常用所内電源からの供給が可能な構成とする。

なお，全交流電源喪失の場合でも電源車（「Ⅱ.2.7」に記載）により，使用済燃料共用プール注水機能を維持する機器に対して電源を供給できる構成とする。

(11)　共用プール建屋廃液移送系

共用プール建屋廃液移送系はポンプ，タンク，配管等で構成され，運用補助共用施設内で発生する廃液を雑固体廃棄物減容処理建屋（以下，高温焼却炉建屋）へ移送する。

2.12.1.6　自然災害対策等

(1) 津波

東北地方太平洋沖地震では，共用プール冷却浄化系，共用プール補機冷却系及び共用プール補給水系について，地下階に設置されていた電源設備以外のポンプ等の設備は床面より高い位置に設置されていたことにより被害は生じなかったが，地下階に設置されていた電源盤等が浸水による被害を生じたため冷却機能を喪失した。

このため，余震により想定される津波対策としての仮設防潮堤の設置に加え，建屋の防水性向上対策等を行う。

先ずは地下階の防水性向上対策としてトレンチ開口部を閉塞し，地下階の電源盤等の浸水による電源喪失リスクを低減させることで，冷却機能喪失リスクを低減している。また，建屋の浸水を抑えるために床・壁等の開口部の防水性向上対策を行っている。

屋外に設置している共用プール建屋廃液移送系の一部配管は仮設防潮堤内に設置する。また，仮設防潮堤の高さを上回る津波の襲来に備え，大津波警報が出た際は廃液移送設備を停止することにより，設備損傷による影響が最小限になるよう対策を図る。

(2) 火災

復旧した火災報知設備及び消火設備により，火災の早期検知，消火活動の円滑化を図る。

(3) 台風・竜巻

使用済燃料共用プール設備（共用プール建屋廃液移送系を除く）は，屋内に設置してあるため，台風・竜巻の影響を受けない。共用プール建屋廃液移送系は配管の一部を屋外に設置しているため，台風・竜巻時は移送設備の停止等を行い，設備損傷による影響が最小限になるよう対策を図る。

(4) 環境条件

使用済燃料共用プール設備は基本的に東北地方太平洋沖地震において被災した設備を復旧する計画としている。復旧後は以下の保守管理を実施し，設備の維持を図る。

・燃料取扱装置，天井クレーンについては使用前の点検及び定期的な点検を実施する。
・共用プール冷却浄化系，共用プール補機冷却系，共用プール補給水系，共用プール建屋廃液移送系，建屋躯体等については，当面は，定期的な巡視点検において状態を監視し，異常の兆候が確認された場合に対応を行うこととしている。

2.12.1.7　構造強度及び耐震性

使用済燃料共用プール設備の構造強度及び耐震性は以下の工事計画認可申請書等により確認している。ただし，共用プール建屋廃液移送系の一部配管を除く（添付資料－１１参照)。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可）
工事計画届出書（総文発官 5 第 1218 号　平成 6 年 4 月 13 日届出）

運用補助共用施設共用プール棟の耐震壁および使用済燃料共用プール躯体について，基準地震動 Ss による耐震安全性評価を実施し，問題のないことを確認している。

2.12.1.8　機器の故障への対応

(1) 共用プール冷却浄化系の機器の単一故障

a. 共用プール冷却浄化系又は共用プール補機冷却系ポンプ故障

共用プール冷却浄化系又は共用プール補機冷却系ポンプが故障した場合は，現場に移動し，待機ポンプの起動を行い，使用済燃料共用プールの循環冷却を再開する。

b. 電源喪失

共用プール冷却浄化系の電源が外部電源喪失や所内電源喪失により喪失した場合，電

源の復旧に長時間を要しない場合は，電源の復旧により使用済燃料共用プールの循環冷却を再開する。

共用プール冷却浄化系ポンプ及び共用プール補給水ポンプの電源の復旧に長時間を要する場合は，予め免震重要棟付近（T.P.約 35m）に待機している電源車を用いて共用プール補給水系の電源を復旧し，使用済燃料共用プールへの注水を行うと共に，必要に応じて予め免震重要棟西側(T.P.約 35m)に待機している消防車の配備を行い，直接プールに注水を行うことにより，プール水位の異常な低下を防止する。

(2) 共用プール冷却浄化系の複数の系統・機器の同時機能喪失

地震，津波等により，万が一，共用プール冷却機能の複数の系統や機器の機能が同時に喪失した場合には，現場状況に応じて，予め免震重要棟西側(T.P.約 35m)に待機している消防車の配備を行い，プール水位の異常な低下を防止する。共用プール冷却機能が停止してから，燃料の露出を確実に防止でき且つ水遮へいが有効とされる使用済燃料の有効燃料頂部の上部 2m に至るまでは最短でも約 19 日であることから，使用済燃料プールの冷却を確保することは可能である。

(3) 冷却機能喪失事象に対する評価

共用プール冷却機能の喪失評価を添付資料―６に示す。

(4) 燃料集合体の落下

燃料集合体の落下評価を添付資料―７に示す。

2.12.2　基本仕様

2.12.2.1　要求仕様

以下に要求仕様を示す。なお，福島第一原子力発電所　原子炉設置許可申請書に機器仕様を記載されているものは機器名称に※を記載する。

(1) 使用済燃料共用プール

容　　量　　6734 体

（使用済燃料共用プールについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可））

(2) 使用済燃料貯蔵ラック

容　　量　　90 体

個　　数　　74

（使用済燃料貯蔵ラックについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可））

(3) 使用済燃料貯蔵ラック

容　　量　　49 体

個　　数　　1

(4) 使用済燃料貯蔵ラック

容　　量　　25 体

個　　数　　1

(5) 使用済燃料収納缶（小）

個　　数　　48

(6) 使用済燃料収納缶（大）

個　　数　　25

(7) 共用プール冷却浄化系

a. ポンプ※

台　　数　　3（うち 1 台は予備）

容　　量　　約 500m^3/h/台

（ポンプについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可））

b. 熱交換器※

基　　数　　2

交換熱量　　約 3.3MW/基（約 2.8×10^{6}kcal/h/基）

（熱交換器については，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可））

c. ろ過脱塩装置※

形　　式　　圧力プリコート形

基　　数　　2

容　　量　　約 200m^3/h/基

（ろ過脱塩装置については，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可））

表２．１２－１　共用プール冷却浄化系　主要配管仕様

名　称	仕　様	
スキマ・サージ・タンクから共用プール冷却浄化系ポンプまで	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	267.4／9.3 SUS304TP／STS42 静水頭／14.0 66
共用プール冷却浄化系ポンプから共用プール冷却浄化系熱交換器まで	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	165.2／7.1 216.3／8.2 267.4／9.3 SUS304 TP／STS42 14.0 66
共用プール冷却浄化系熱交換器から使用済燃料共用プールへ	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	267.4／9.3 SUS304 TP 14.0 66
ポンプ出口配管から共用プール冷却浄化系ろ過脱塩器まで	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	165.2／7.1 SUS304TP／STS42／STPT38 14.0 66
共用プール冷却浄化系ろ過脱塩器からポンプ出口配管まで	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	139.8／6.6 165.2／7.1 SUS304TP 14.0 66

（主要配管については，以下の工事計画認可申請書により確認している。
工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

(8) 共用プール補給水系

a. 共用プール補給水貯蔵槽※

基　　数　　1
容　　量　　約430m^3
主要部材質　　ステンレス鋼ライニング

b. ポンプ※

台　　数　　2
容　　量　　約30m^3/h/台

(9) 共用プール補機冷却系

a. ポンプ※

台　　数　　3（うち1台は予備）

容　　量　　約650m³/h/台

（ポンプについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

b. 空気冷却器※

基　　数　　2

交換熱量　　約3.3MW/基（約2.9×10⁶kcal/h/基）

（空気冷却器については，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

表２．１２－２　共用プール補機冷却系　主要配管仕様

名　称	仕　様	
共用プール補機冷却ポンプから共用プール冷却浄化系熱交換器まで	外径／厚さ（mm）	216.3／8.2 267.4／9.3 318.5／10.3
	材質	STS42
	最高使用圧力（kg/cm²）	12.0
	最高使用温度（℃）	70
共用プール冷却浄化系熱交換器から共用プール補機冷却系空気冷却器まで	外径／厚さ（mm）	114.3／6.0 165.2／7.1 267.4／9.3 318.5／10.3
	材質	STS42
	最高使用圧力（kg/cm²）	12.0
	最高使用温度（℃）	70
共用プール補機冷却系空気冷却器から共用プール補機冷却系ポンプまで	外径／厚さ（mm）	114.3／6.0 165.2／7.1 318.5／10.3
	材質	STS42
	最高使用圧力（kg/cm²）	12.0
	最高使用温度（℃）	70

（主要配管については，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

(10) 燃料取扱装置

型　式　　燃料把握機付移床式

基　数　　1

定格荷重　　燃料把握機　460kg　補助ホイスト　460kg

（燃料取扱装置については，以下の工事計画届出書により確認している。

工事計画届出書（総文発官 5 第 1218 号　平成 6 年 4 月 13 日届出））

(11) 天井クレーン

a. 共用プールエリア天井クレーン

型　式　　天井走行式

基　数　　1

定格荷重　　主巻　125t　補巻　5t

（共用プールエリア天井クレーンについては，以下の工事計画届出書により確認している。

工事計画届出書（総文発官 5 第 1218 号　平成 6 年 4 月 13 日届出））

b. キャスク搬出入エリア天井クレーン

型　式　　天井走行式

基　数　　1

定格荷重　　主巻　140t　補巻　5t

（キャスク搬出入エリア天井クレーンについては，以下の工事計画届出書により確認している。

工事計画届出書（総文発官 5 第 1218 号　平成 6 年 4 月 13 日届出））

(12) 燃料貯蔵区域換気空調系

a. 共用プールエリア送風機

台　数　　2（うち 1 台は予備）

容　量　　約 93,000m^3/h/台

形　式　　遠心式

静　圧　　180mmAq

（共用プールエリア送風機については，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可））

b. 共用プールエリア排風機

台　　数　　2（うち 1 台は予備）
容　　量　　約 93,000m^3/h/台
形　　式　　遠心式
静　　圧　　250mmAq

（共用プールエリア排風機については，以下の工事計画認可申請書により確認している。
工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可））

(13) 温度計

形　　式　　熱電対
計測範囲　　0～100℃
個　　数　　1

(14) エリア放射線モニタ

検出器の種類	計測範囲	取付箇所
半導体式	10^{-4}～1mSv/h	・3F　1 チャンネル ・2F　1 チャンネル ・1F　3 チャンネル ・B1F　1 チャンネル （合計 6 チャンネル）
	1～10^4mSv/h	・3F　1 チャンネル （合計 1 チャンネル）

（エリア放射線モニタについては，以下の工事計画届出書により確認している。
工事計画届出書（総文発官 5 第 1218 号　平成 6 年 4 月 13 日届出））

(15) プロセス放射線モニタ

a. 運用補助共用施設排気放射線モニタ（以下「排気放射線モニタ」という）

検出器の種類	計測範囲	取付箇所
シンチレーション	10^{-1}～10^6 s^{-1}	・3F　2 チャンネル

（排気放射線モニタについては，以下の工事計画届出書により確認している。工事計画届出書（総文発官 5 第 1218 号　平成 6 年 4 月 13 日届出））

b. 共用プール補機冷却系放射線モニタ（以下「補機冷却系放射線モニタ」という）

検出器の種類	計測範囲	取付箇所
シンチレーション	10^{-1}～10^{6} s^{-1}	・B1F　2チャンネル

（補機冷却系放射線モニタについては，以下の工事計画届出書により確認している。工事計画届出書（総文発官5第1218号　平成6年4月13日届出））

(16) 使用済燃料輸送容器保管エリア

保管容量（構内用輸送容器，乾式貯蔵キャスク，輸送貯蔵兼用キャスクの合計）
10基

(17) 消防車

基　数	1※
規格放水圧力	0.7MPa以上
放水性能	60m^3/h以上
高圧放水圧力	1.0MPa以上
放水性能	36m^3/h以上

燃料タンク容量，消費量　約63ℓ（参考値），約37ℓ/h（参考値）
※使用済燃料プール設備と共用

(18) ろ過水タンク等

a. ろ過水タンク

基　数	1
容　量	約8,000m^3/基

b. 純水タンク

基　数	2
容　量	約2,000m^3/基

(19) 共用プール建屋廃液移送系

a. 運用補助共用施設沈降分離タンク※

基　数	2
容　量	約100m^3/基

（運用補助共用施設沈降分離タンクについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。
工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

b. 運用補助共用施設デカントポンプ

台　　数　　2（うち1台は予備）

容　　量　　約10m^3/h/台

（運用補助共用施設デカントポンプについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

c. 運用補助共用施設機器ドレン廃液受タンク※

基　　数　　2

容　　量　　約50m^3/基

（運用補助共用施設機器ドレン廃液受タンクについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

d. 運用補助共用施設機器ドレン廃液移送ポンプ

台　　数　　2（うち1台は予備）

容　　量　　約35m^3/h/台

（運用補助共用施設機器ドレン廃液移送ポンプについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

e. 運用補助共用施設高電導度ドレンサンプタンク

基　　数　　2

容　　量　　約4m^3/基

（運用補助共用施設高電導度ドレンサンプタンクについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

f. 運用補助共用施設高電導度ドレンサンプポンプ

台　　数　　4（うち2台は予備）

容　　量　　約10m^3/h/台

（運用補助共用施設高電導度ドレンサンプポンプについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

表２．１２－３　共用プール建屋廃液移送系　主要配管仕様

名　称	仕　様	
運用補助共用施設高電導度ドレンサンプポンプ(A),(C)から運用補助共用施設高電導度ドレンサンプポンプ出口配管合流部下流まで（＊）	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	60.5／3.9 76.3／5.2 89.1／5.5 SUS316LTP 10.0 66
運用補助共用施設高電導度ドレンサンプポンプ(B),(D)から運用補助共用施設高電導度ドレンサンプポンプ(A),(C)出口配管まで（＊）	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	60.5／3.9 76.3／5.2 SUS304TP／SUS316LTP 10.0 66
運用補助共用施設高電導度ドレンサンプポンプ出口配管合流部下流から高温焼却炉建屋地下滞留水貯留エリアまで （鋼管）	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（MPa） 最高使用温度（℃）	89.1／5.5 SUS304TP 0.98 66
（ポリエチレン管）	呼び径 材質 最高使用圧力（MPa） 最高使用温度（℃）	80A 相当 ポリエチレン 0.98 40
（耐圧ホース）	呼び径 材質 最高使用圧力（MPa） 最高使用温度（℃）	80A 相当 ポリ塩化ビニル 0.98 40
運用補助共用施設沈降分離タンクから運用補助共用施設デカントポンプまで （＊）	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	60.5／3.9 SUS304TP 静水頭／10.0 66

（＊の記載が有る配管は，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可））

表２．１２－３　共用プール建屋廃液移送系　主要配管仕様

名　称	仕　様	
運用補助共用施設デカントポンプから運用補助共用施設機器ドレン廃液受タンク集合管まで（＊）	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	34.0／3.4 60.5／3.9 60.5／5.5 SUS304TP／STPT38 10.0 66
運用補助共用施設機器ドレン廃液受タンク集合管（＊）	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	114.3／6.0 STPT38／SUS304TP 10.0 66
運用補助共用施設建屋デカントポンプ出口配管分岐点から運用補助共用施設高電導度ドレンサンプポンプ(B)，(D)出口配管まで	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	60.5／3.9 SUS304TP 10.0 66
運用補助共用施設機器ドレン廃液受タンクから運用補助共用施設機器ドレン廃液移送ポンプまで（＊）	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	114.3／6.0 SUS304TP／STPT38 静水頭／10.0 66
運用補助共用施設機器ドレン廃液移送ポンプから運用補助共用施設機器ドレン廃液移送ポンプ出口配管分岐点まで（＊）	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	60.5／5.5 89.1／5.5 76.3／5.2 STPT38 10.0 66
運用補助共用施設機器ドレン廃液移送ポンプ出口配管分岐点から運用補助共用施設高電導度ドレンサンプポンプ(B)，(D)出口配管まで	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	76.3／5.2 STPT38／SUS304TP 10.0 66

（＊の記載が有る配管は，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可））

2.12.3　添付資料

添付資料―１　　系統概略図

添付資料―２　　現在の設備状況

添付資料―３　　有効燃料頂部+2m での線量率評価

添付資料―４　　「共用プール冷却浄化系及び共用プール補機冷却系」1 系列運転時の共用プール水温度評価

添付資料―５　　運用補助共用施設共用プール棟の耐震安全評価について

添付資料―６　　共用プール冷却機能の喪失評価

添付資料―７　　燃料集合体の落下評価

添付資料―８　　使用済燃料共用プール設備の耐震安全性について

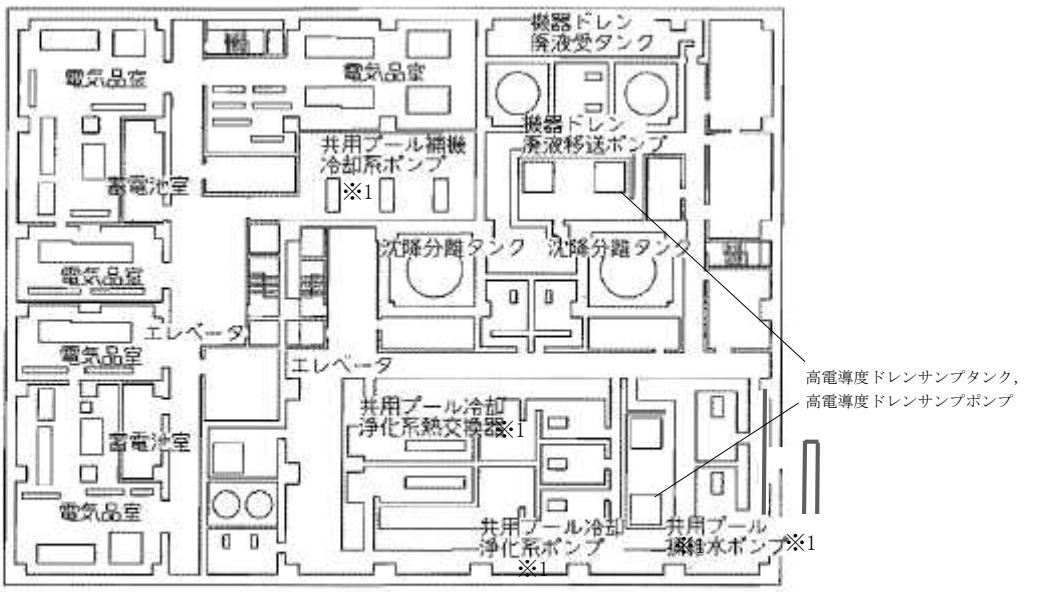
添付資料―９　　使用済燃料貯蔵ラックについて

添付資料―９―１　　使用済燃料貯蔵ラック（49 体）について

添付資料―９―２　　使用済燃料貯蔵ラック（25 体）について

添付資料―１０　使用済燃料共用プール設備に係る確認事項について

添付資料―１１　共用プール建屋廃液移送系について

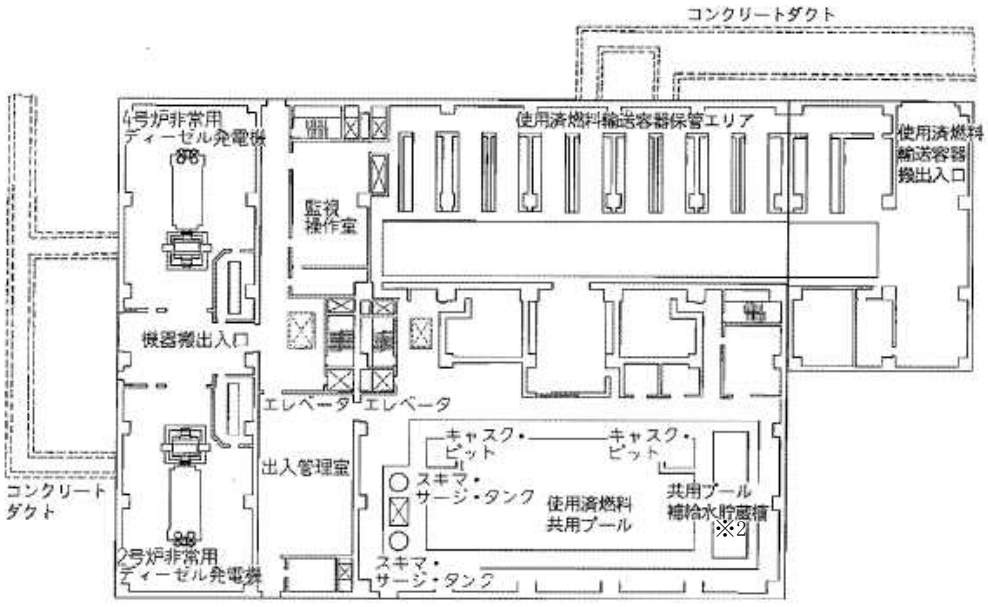


2.12 では，G.L.±0m= T.P.8.5m(※)とする。
(※) 震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P. から T.P. への換算値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm

※1：共用プール冷却浄化系ポンプ，共用プール補機冷却系ポンプ，共用プール補給水ポンプ，共用プール冷却浄化系熱交換器は，床面から高い位置に設置。

G.L. -7.3m

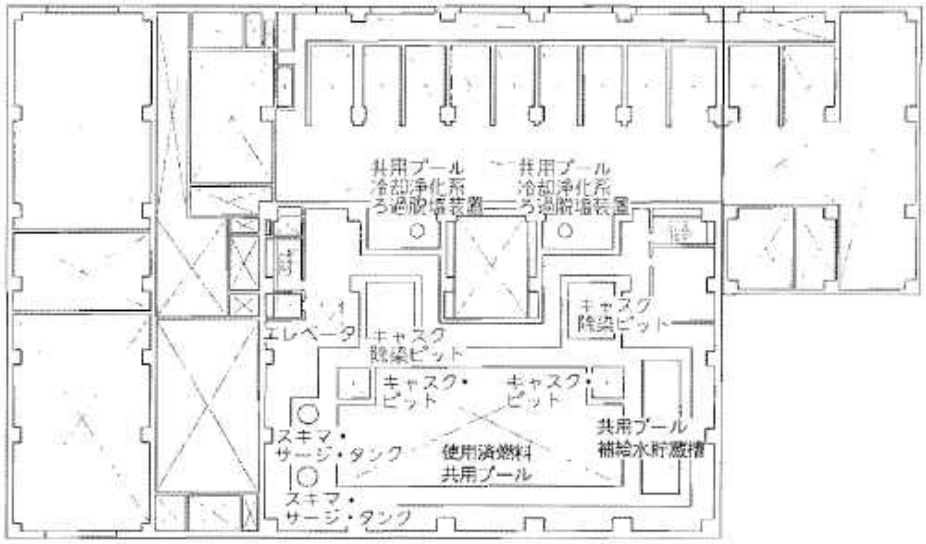
図２．１２－１　運用補助共用施設平面図（その 1）



G.L. +0.2m

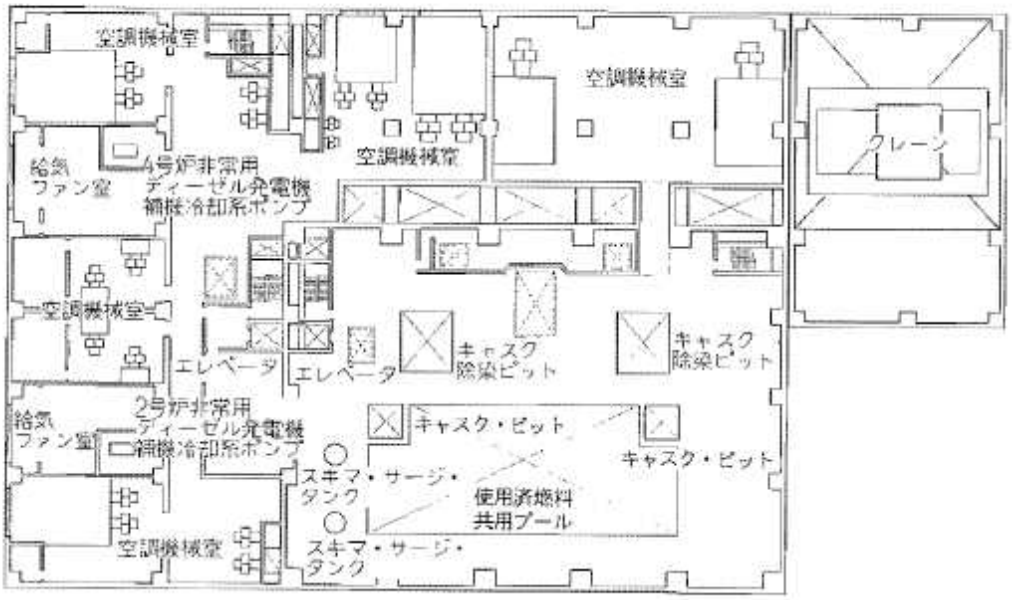
※2：共用プール補給水貯蔵槽は，共用プール同様，鉄筋コンクリート造の設備。

図２．１２－２　運用補助共用施設平面図（その 2）



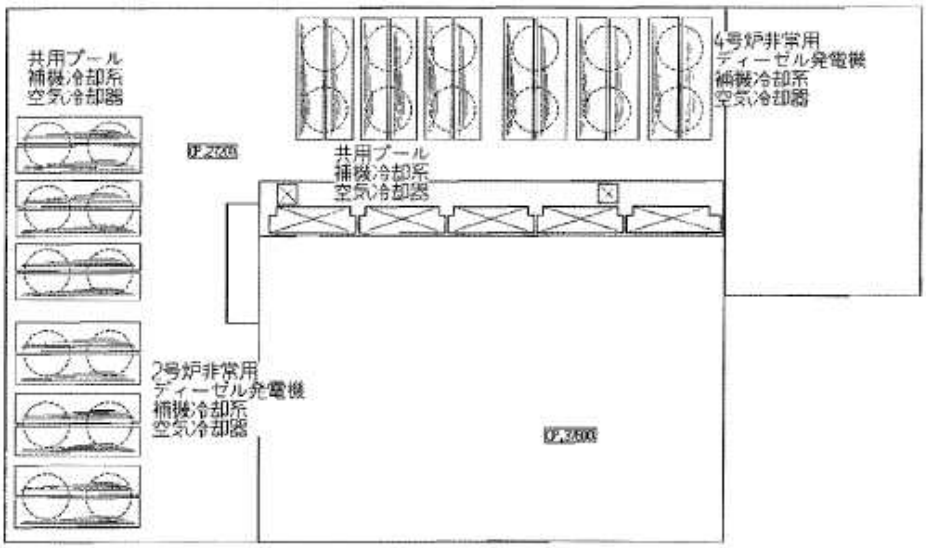
G.L. +5.7m

図２．１２－３　運用補助共用施設平面図（その 3)



G.L. +9.2m, G.L. +10.2m

図２．１２－４　運用補助共用施設平面図（その 4)



G.L. +17.2m, G.L. +27.6m

図２．１２－５　運用補助共用施設平面図（その 5)

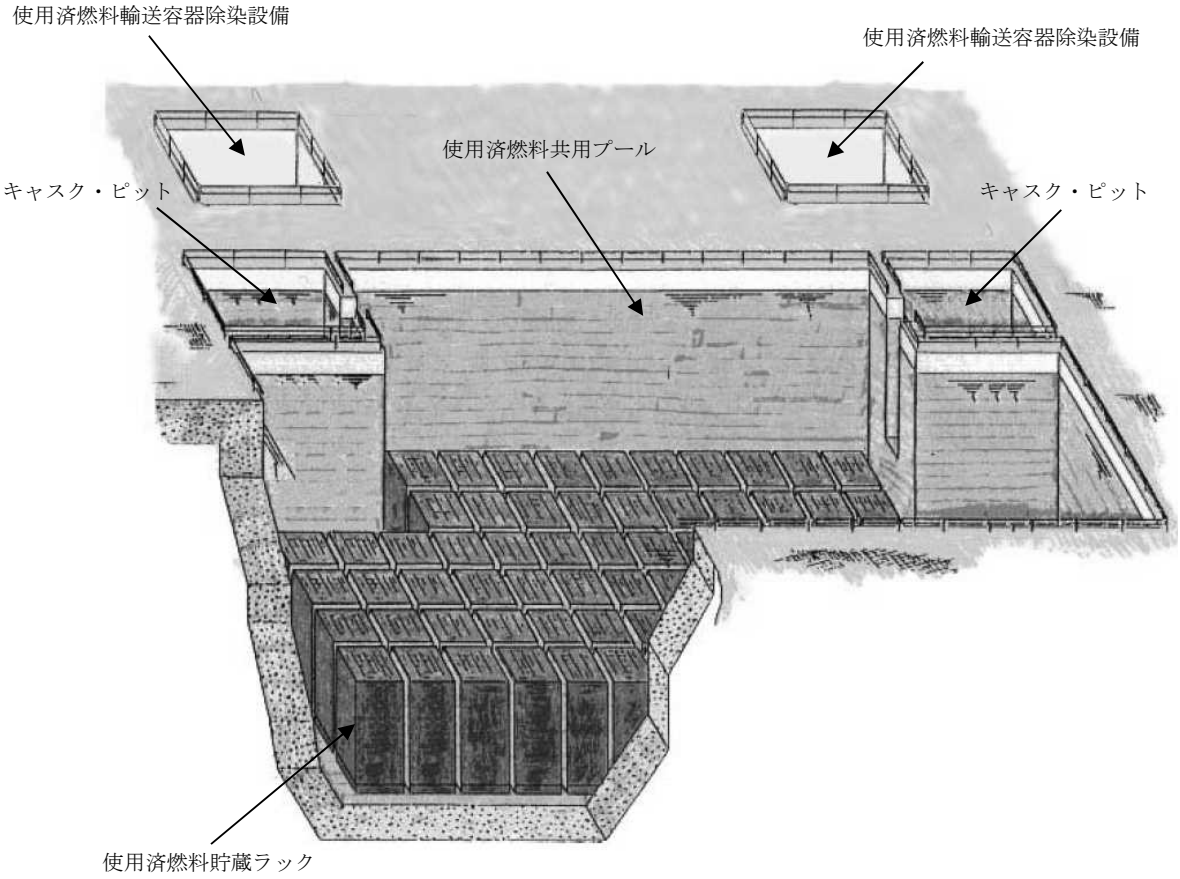


図２．１２－６　共用プール概要図

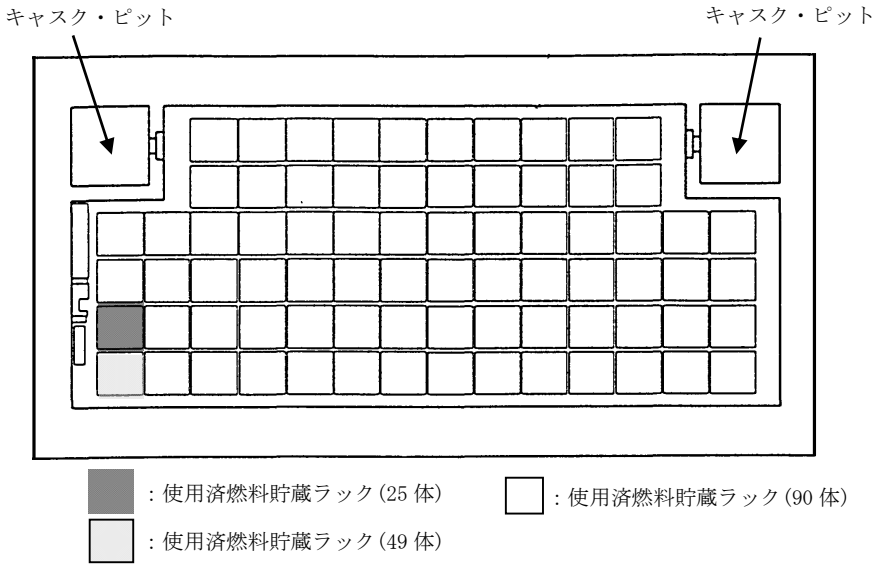


図２．１２－７　共用プール概要図（平面）

使用済燃料貯蔵ラック（25 体）について

1. 背景

共用プールに，1～3 号機原子炉建屋内の使用済燃料プールに貯蔵中の使用済燃料及び新燃料，5,6 号機原子炉建屋内の使用済燃料プールに貯蔵中の使用済燃料（合計 4,403 体)の受け入れを計画している。その中には，震災前から使用済燃料プールに貯蔵されている変形燃料や破損燃料，震災時に破損した可能性のある燃料が含まれている。変形燃料の貯蔵にあたっては，変形の程度に対して，物理的に貯蔵できるとともに，臨界を防止することが必要である。また破損燃料の貯蔵にあたっては，破損形態に応じて，使用済燃料収納缶に収納することにより放射性物質の拡散を抑制するとともに，臨界を防止することが必要である。

このため，上記の燃料の貯蔵を目的とした使用済燃料貯蔵ラックを設置する。

2. 使用済燃料貯蔵ラック（25 体）および使用済燃料収納缶（大）について

- 使用済燃料収納缶（大）とは，使用済燃料収納缶（小）に入らない変形，または破損燃料を収納する缶であり，使用済燃料収納缶（大）ごと使用済燃料貯蔵ラック（25 体）に貯蔵することが可能である。なお，健全燃料についても使用済燃料収納缶（大）に収納し，使用済燃料貯蔵ラック（25 体）に貯蔵することが可能である。
- 使用済燃料収納缶（大）は，燃料ハンドル部が幾何形状的に最も変形した場合でも収納することが可能な内寸としている。
- 使用済燃料貯蔵ラック（25 体）には使用済燃料収納缶（大）に収納された燃料集合体 25 体を貯蔵する。

3. 安全機能の維持の確認

使用済燃料貯蔵ラック（25 体）の安全機能は以下の別添―１～３，５にて確認し，使用済燃料収納缶（大）の安全機能は以下の別添―４にて確認している。

- 別添―１　使用済燃料貯蔵ラック（25 体）の核燃料物質が臨界に達しないことを説明する書類
- 別添―２　使用済燃料貯蔵ラック（25 体）の耐震設計の基本方針
- 別添―３　使用済燃料貯蔵ラック（25 体）の耐震性についての計算書
- 別添―４　使用済燃料収納缶（大）の耐震性についての計算書
- 別添―５　使用済燃料貯蔵ラック（25 体）設置後の使用済燃料共用プールの水深の遮へい能力に関する説明書
- 別添―６　使用済燃料収納缶（大）についての説明書

使用済燃料貯蔵ラック(25 体)の核燃料物質が臨界に達しないことを説明する書類

1.1　基本的考え方

使用済燃料共用プールの使用済燃料貯蔵ラック（25 体）は，想定される厳しい状態において貯蔵する燃料が臨界に達することを防止する設計とする。また，使用済燃料貯蔵ラック（25 体）は，臨界防止のため以下の配慮を行う。

- 貯蔵する燃料の中心間距離をラックの格子および格子内のスペーサで確保する。
- ラック構造材にはステンレス鋼を使用する。

1.2　設計基準

想定される厳しい状態において，実効増倍率（keff）を 0.95 以下とすることを設計基準とする。

1.3　評価条件

燃料棒の形状が維持されていないと仮定した条件で評価を行うものとする。

臨界解析モデルを図－１に示す。実効増倍率を大きく見積るため，評価条件を下記の通りとした。

- 使用済燃料貯蔵ラック（25 体）には使用済燃料収納缶（大）に収納された燃料集合体 25 体を貯蔵する。
- 使用済燃料収納缶（大）に収納された燃料集合体は，燃料集合体の形状維持を前提としないため，以下の条件を設定する。
  - ・燃料被覆管が破損しペレットが使用済燃料収納缶（大）内に放出されたことを仮定し，使用済燃料収納缶（大）内にペレットと水が非均質に混ざった状態とする。
  - ・水／ウラン比，燃料粒子径が最適な状態とする。
  - ・U-235 の濃縮度は未照射のまま減損しない値とし，９×９燃料のペレット最高濃縮度 4.9wt%とする。また，中性子吸収断面積の大きい Gd は無視する。
- 使用済燃料収納缶（大）の板厚は，製造公差を考慮した最大値とする。
- ラックの貯蔵ピッチ及び内のりは，製造公差を考慮した最小値とする。なお，ラックの板厚は，貯蔵ピッチと内のりによって決まるため，公称値とする。
- ラック内の使用済燃料収納缶（大）配置は，スペーサ間の範囲で偏心配置（ラック中心寄り）を考慮する。
- ラックが無限に並んだ状態として，高さ方向無限，かつラック周囲での境界条件を完全反射とする。

- チャンネルボックスは水に置き換え，中性子吸収材を使用済燃料収納缶（大）に固定するボルト穴は溝として水に置き換える。
- 水温は 4℃とする。

1.4　評価方法

使用済燃料貯蔵ラック（25 体）の実効増倍率は，使用済燃料収納缶（大），ラックの形状を模擬した計算モデルを用い，計算には KENO-V.a コードを用いる。

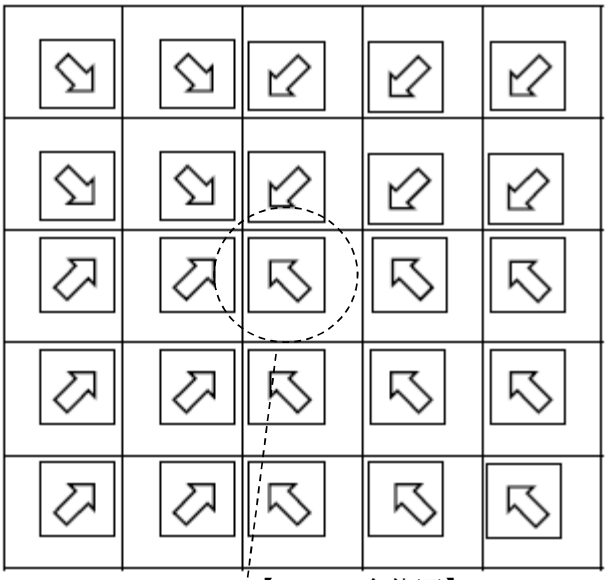
1.5　評価結果

使用済燃料貯蔵ラック（25 体）の実効増倍率は，表－1 に示す通り設計基準を満足している。

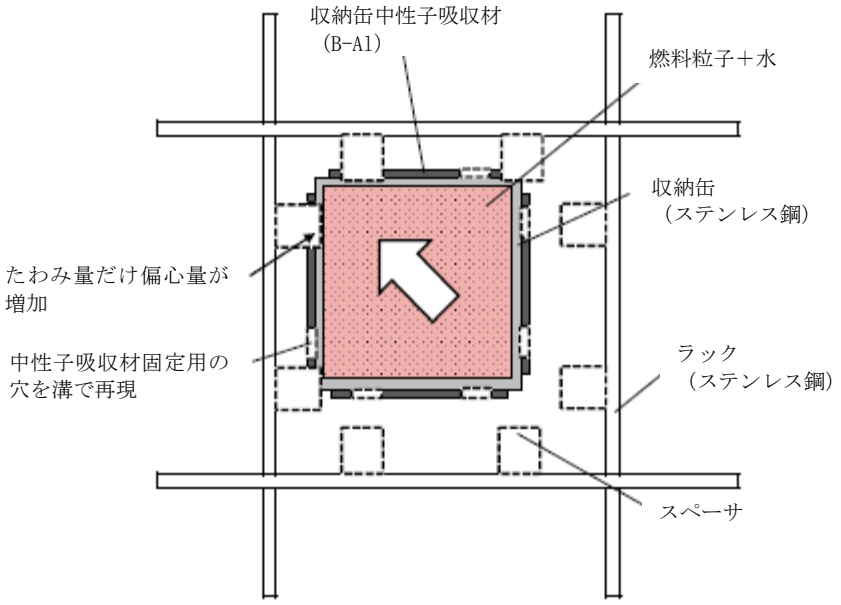
表―1　評価結果

使用済燃料収納缶（大）内の燃料条件	実効増倍率※1	設計基準
燃料棒の形状が維持されていない燃料	0.91	0.95

※1 モンテカルロ計算の統計誤差（3σ）を考慮した値



【ラック全体図】



【使用済燃料収納缶（大）に収納された燃料集合体の詳細】

図－１　臨界解析モデル

（燃料棒の形状が維持されていないと仮定）

参考資料

臨界解析に用いるコード（KENO-Ⅴ.a）について

（１） 概要

KENO-Ⅴ.a コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発されたモンテカルロ法に基づく公開の臨界解析コードであり，輸送容器の臨界解析などに利用されている。

（２） 機能

KENO-Ⅴ.a コードは，臨界解析に際して以下の機能を有している。

① 実際に中性子が出会う物理現象を確率理論を用いて模擬するため，どのような物理的問題にも適用できる。なお，統計的な手法を用いるため，計算結果には統計誤差が付随する。

② 一次元～三次元の任意形状の体系を扱うことができる。

（３） 解析フロー

KENO-Ⅴ.a コードの解析フローを図－２に示す。

（４） 使用実績

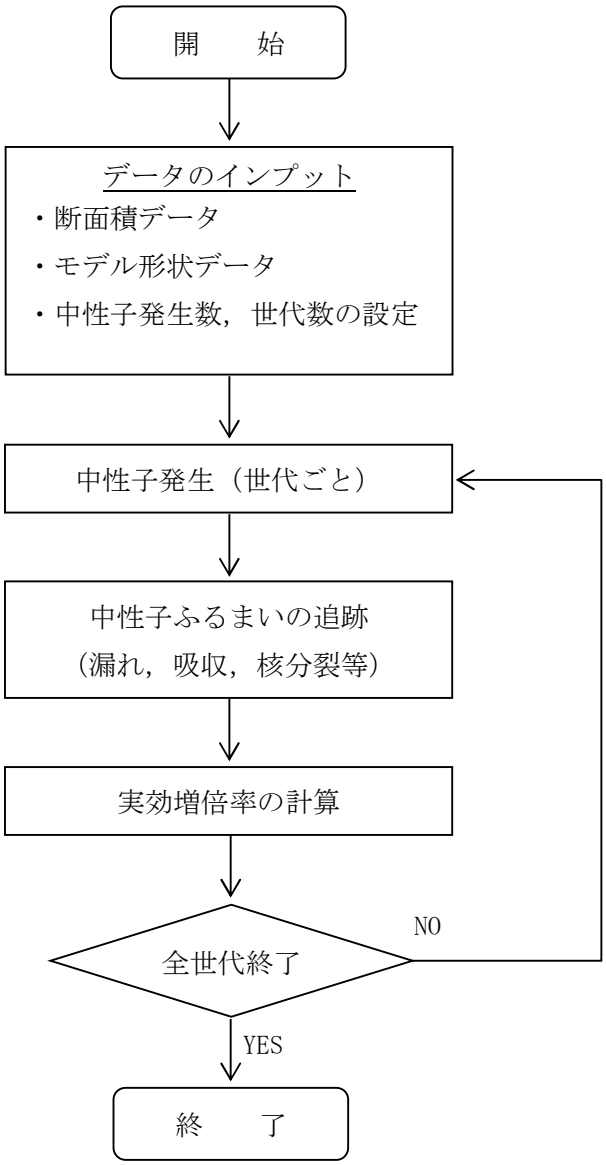
KENO-Ⅴ.a コードは，国内外で輸送容器の臨界解析をはじめ，使用済燃料貯蔵ラックや核燃料施設の臨界解析に使用されている。

（５） 検証

米国のバッテル研究所（パシフィック　ノースウエスト研究所，PNL）で行われた臨界実験*1 の中から 16 種類の臨界体系をベンチマーク試験*2 として選び，検証を行った。

*1 S. R. Bierman and E. D. Clayton, “Criticality Experiments with Subcritical Clusters of 2.35 Wt% and 4.31 Wt% ^{235}U Enriched UO_2 Rods in Water with Steel Reflecting Walls”, NUREG/CR-1784(PNL-3602), U.S. Nuclear Regulatory Commission, April 1981.

*2 “International Handbook of Evaluated Criticality Safety Benchmark Experiments”, LEU-COMP-THERM-010, LEU-COMP-THERM-013, LEU-COMP-THERM-017, LEU-COMP-THERM-042, NEA/NSC/DOC(95)03, September 2009.



図－２　KENO-Ⅴ.a コードの解析フロー図

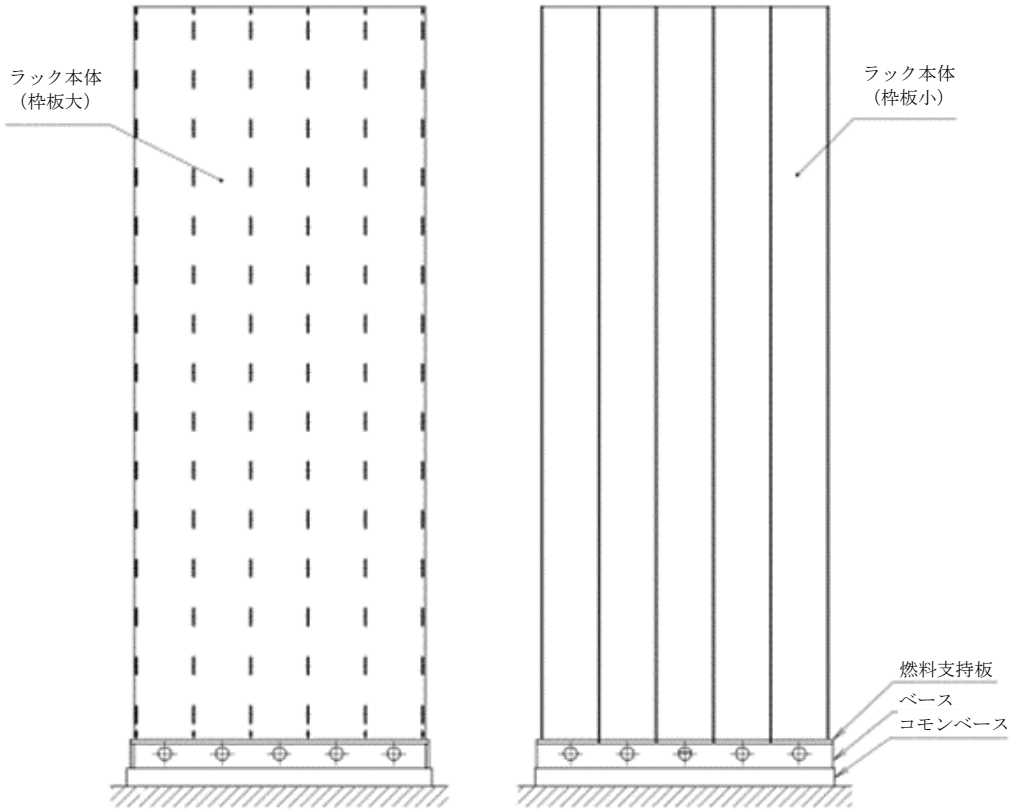
使用済燃料貯蔵ラック（25 体）の耐震設計の基本方針

使用済燃料貯蔵ラック（25 体）の耐震設計は，次の基本方針に基づいて行う。

1.　設備の重要度による耐震クラス分類

耐震クラス	S

2.　構造計画

主要区分	計画の概要		概略構造図	摘要
	基礎・支持構造物	主体構造		
（1）使用済燃料貯蔵ラック（25 体）	使用済燃料貯蔵ラック（25 体）は，縦置型で共用プールの床に置かれたコモンベース上に設置されラック取付ボルトで固定している。コモンベースは，共用プール床に取り付けられてある基礎ボルトにより固定している。	ステンレス鋼製角形枠組構造		・使用済燃料貯蔵ラック（25 体）

3.　設計用地震力

耐震クラス	設計用地震波	動的解析法	適用する地震動等		設計用地震力
			水平	鉛直	
S	基準地震動Ｓｓ	モーダル解析による 応答スペクトル法	Ｓｓ	Ｓｓ	水平地震力，鉛直地震力は動的解析により得られた地震力とする。

4.　荷重の組合せと許容限界

記号の説明

D　　：死荷重

P_D　　：地震と組合わすべきプラントの運転状態Ⅰ及びⅡ（運転状態Ⅲがある場合はこれを含む）における圧力荷重又は当該設備に設計上定められた最高使用圧力による荷重

M_D　　：地震と組合わすべきプラントの運転状態Ⅰ及びⅡ（運転状態Ⅲがある場合はこれを含む）における機械的荷重又は当該設備に設計上定められた機械的荷重

Ss　　：基準地震動Ｓｓにより定まる地震力

f_t(注)　　：ボルト材以外の支持構造物に対しては設計・建設規格SSB-3121.1，ボルト材に対しては設計・建設規格SSB-3131により規定される供用状態Ａ及びＢでの許容引張応力

f_s(注)　　：ボルト材以外の支持構造物に対しては設計・建設規格SSB-3121.1，ボルト材に対しては設計・建設規格SSB-3131により規定される供用状態Ａ及びＢでの許容せん断応力

f_c(注)　　：ボルト材以外の支持構造物に対して設計・建設規格SSB-3121.1により規定される供用状態Ａ及びＢでの許容圧縮応力

f_b(注)　　：ボルト材以外の支持構造物に対して設計・建設規格SSB-3121.1により規定される供用状態Ａ及びＢでの許容曲げ応力

f_t^*，f_s^*，f_c^*，f_b^*：供用状態Ｄｓに対する許容応力算定に用いる応力であって，上記のf_t，f_s，f_c，f_bの値を算出する際，以下の読み替えを行って算出した値。その他の支持構造物の場合，下記（注）のS_yを$1.2S_y$と読み替える。ただし，ステンレス鋼及び高ニッケル合金を除く。

τ_b　　：基礎ボルトに生じるせん断応力

（注）

クラス３支持構造物及びその他支持構造物に対するf_t，f_s，f_c，f_bの値の算出において，F値は次の値を用いる。

$$F = \mathrm{Min}[S_y,\ 0.7S_u]$$

ただし，使用温度が40℃を超えるオーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金にあっては，

$$F = \mathrm{Min}[1.35S_y,\ 0.7S_u,\ S_y(RT)]$$

ここで，

F ： 許容応力算定用基準値，材料の許容応力を決定する場合の基準値

(1) 支持構造物

耐震クラス	荷重組合せ	供用状態	許容限界（ボルト等以外）					許容限界（ボルト等）			適用範囲
			一次応力					一次応力			
			引張	せん断	圧縮	曲げ	組合せ	引張	せん断	組合せ	
S	$D+P_D+M_D+Ss$	Ｄｓ	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$1.5f_c^*$	$1.5f_b^*$	$1.5f_t^*$	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$\mathrm{Min}\{1.5f_t^*,\ (2.1f_t^*-1.6\tau_b)\}$	・使用済燃料貯蔵ラック（25 体） ・ラック取付ボルト ・基礎ボルト ・スペーサ ・スペーサ下部支持部材

使用済燃料貯蔵ラック(25 体)の耐震性についての計算書

１．一般事項

本計算書は，使用済燃料貯蔵ラック（25 体）（以下「ラック」という。）の耐震性についての計算方法と計算結果を示す。

1.1　計算条件

(1)　ラックは，使用済燃料共用プール（以下「共用プール」という。）の底部に基礎ボルトを介して据え付けられたコモンベース上にラック取付ボルトで固定されるものとする。

(2)　ラックの質量には，使用済燃料収納缶（大）及びこれに収納されている使用済燃料の質量とラック自身の質量のほか，使用済燃料収納缶（大）とラックに含まれる水の質量及びラック外形の排除水質量*を考慮する。

(3)　水平方向地震動と鉛直方向地震動を解析モデルへ別々に入力して地震荷重,応力を求め，それらを適切に組み合わせて評価を行う。

構造概要図を図１－１に示す。

注記＊：排除水質量とは，水中の機器の容積により排除される機器の周囲の流体の質量である。

1.2　準拠基準等

本検討は原則として下記に準拠して行う。

・原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG 4601・補-1984）
・原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG 4601-1987）
・原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG 4601-1991 追補版）
・原子力発電所耐震設計技術規程（JEAC 4601-2008）
・発電用原子力設備規格 設計・建設規格（JSME S NC1-2005/2007）
・鋼構造設計規準－許容応力度設計法－（社団法人　日本建築学会（2005 年 9 月））
・日本産業規格（JIS）

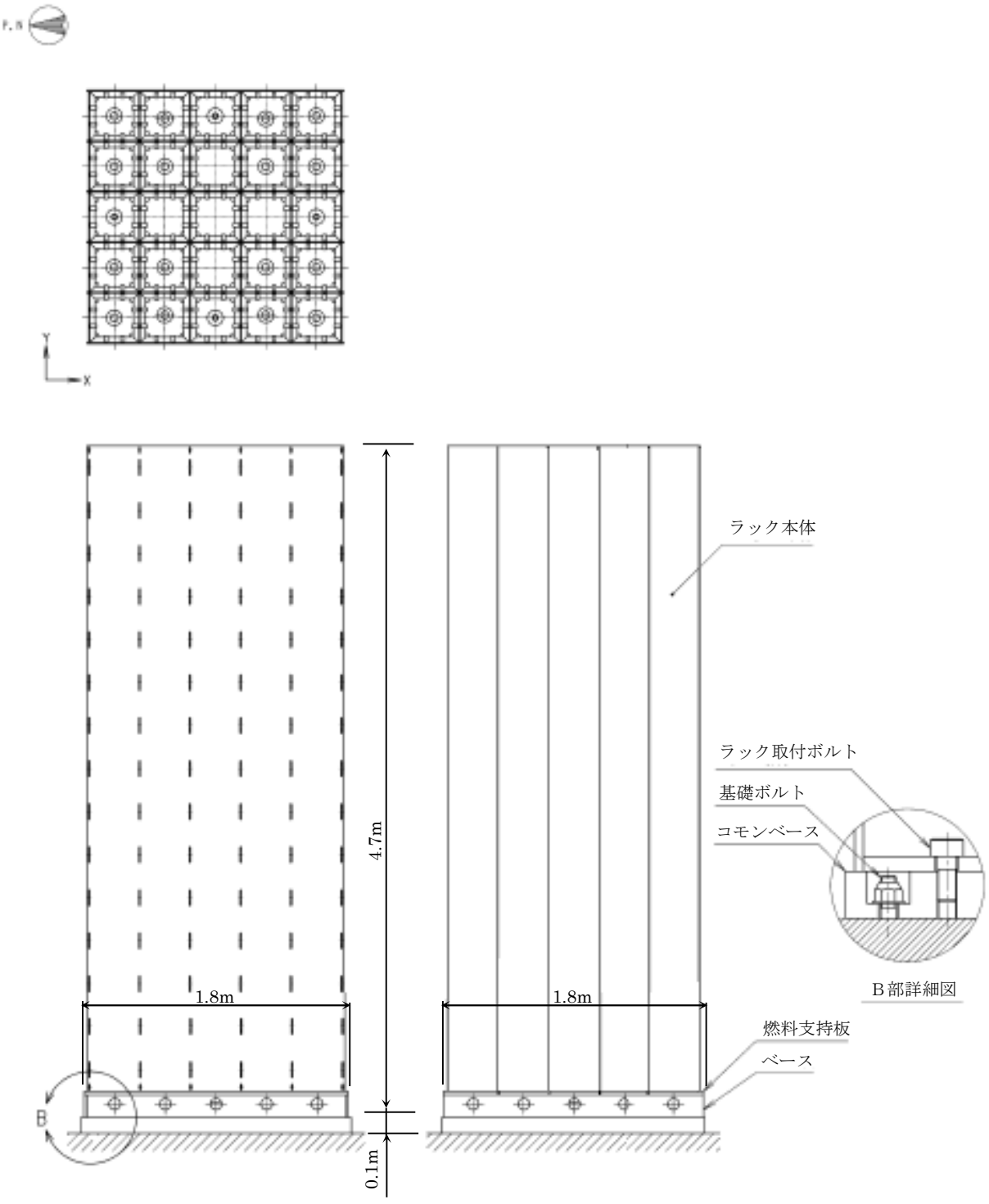


図１－１　構造概要図（使用済燃料貯蔵ラック（25 体））

1.3　記号の説明

記　号	記　号　の　説　明	単　位
A	スペーサ下部支持部材の断面積	mm^2
A_b	ラック取付ボルト又は基礎ボルトの軸断面積	mm^2
Af	圧縮フランジの断面積	mm^2
A_S	スペーサの面積	mm^2
C_H	水平方向設計震度	－
C_V	鉛直方向設計震度	－
E	縦弾性係数	MPa
F*	設計・建設規格　SSB-3121.3 又は SSB-3133 に定める値	MPa
F_i	ベース又はコモンベース底部に作用するせん断力	N
f_j	ベース又はコモンベース端から ℓ_j の位置にあるラック取付ボルト又は基礎ボルトに作用する引張力（１本当り）	N
f_0	スペーサ下部支持部材の許容組合せ応力	MPa
f_{cb}	スペーサ下部支持部材の許容曲げ応力	MPa
f_c	スペーサの許容圧縮応力	MPa
f_s	部材の許容せん断応力	MPa
f_{sb}	せん断力のみを受けるラック取付ボルト又は基礎ボルトの許容せん断応力	MPa
f_{SS}	スペーサ下部支持部材の許容せん断応力	MPa
f_t	部材の許容引張応力	MPa
f_{to}	引張力のみを受けるラック取付ボルト又は基礎ボルトの許容引張応力	MPa
f_{ts}	引張力とせん断力を同時に受けるラック取付ボルト又は基礎ボルトの許容引張応力	MPa
g	重力加速度（＝9.80665）	m／s^2
H	スペーサ下部支持部材の高さ	mm
L	支点間の距離	mm
L_1	スペーサ下部支持部材とセル壁面との距離	mm
ℓ_{ig}	ベース又はコモンベース端から重心までの距離	mm
ℓ_j	ベース又はコモンベース端からラック取付ボルト又は基礎ボルトまでの距離	mm
M	曲げモーメント	N・mm
M_i	ベース又はコモンベース底部の転倒モーメント	N・mm
m	使用済燃料収納缶（大）貯蔵時のラック全質量	kg

記　号	記　　号　　の　　説　　明	単　位
n	ラック取付ボルト又は基礎ボルトの全本数	－
n_j	ベース又はコモンベース端から ℓ_jの位置にあるラック取付ボルト又は基礎ボルトの本数	－
P	スペーサおよびスペーサ下部支持部材への荷重	N
S_u	設計・建設規格　付録材料図表　Part5　表９に定める値	ＭＰａ
S_y	設計・建設規格　付録材料図表　Part5　表８に定める値	ＭＰａ
Z	スペーサ下部支持部材の断面係数	mm^3
Λ	スペーサの限界細長比	－
λ	スペーサの有効細長比	－
σ_0	スペーサ下部支持部材に生じる組合せ応力	ＭＰａ
σ_b	ラック取付ボルト又は基礎ボルトに生じる引張応力	ＭＰａ
σ_C	スペーサに生じる圧縮応力	ＭＰａ
σ_{cb}	スペーサ下部支持部材に生じる曲げ応力	ＭＰａ
σ_{fa}	部材に生じる組合せ応力	ＭＰａ
σ_x，σ_y	部材に生じる引張応力	ＭＰａ
τ_b	ラック取付ボルト又は基礎ボルトに生じるせん断応力	ＭＰａ
τ_S	スペーサ下部支持部材に作用するせん断応力	ＭＰａ
τ_{xy}	部材に生じるせん断応力	ＭＰａ

注記

１）添字ｉの意味は，以下のとおりとする。また，添字ｊは１～１０までの数字を示すものとする。

ｉ＝Ｘ：Ｘ方向

ｉ＝Ｙ：Ｙ方向

２．計算方法

2.1　固有周期の計算方法

ラックはシェル要素を用いた有限要素モデルとする。

ラックの計算モデルを図２－１に示す。固有周期は，計算機コード「NASTRAN」を用いて求める。

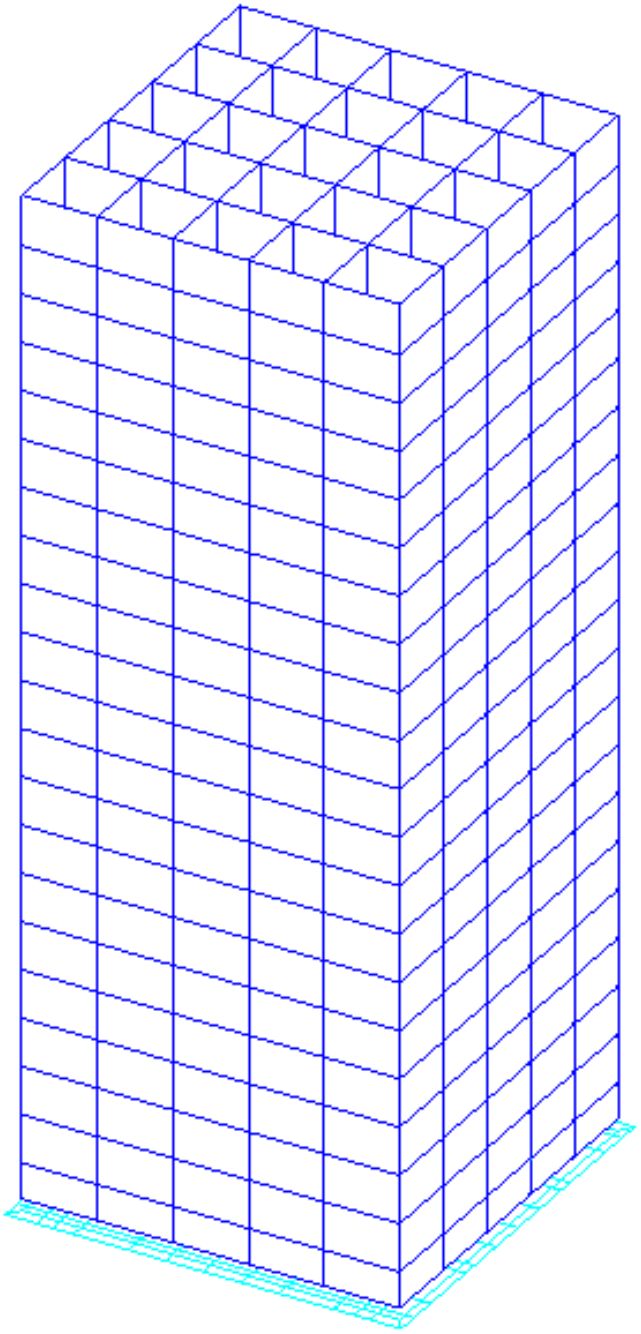


図２－１　使用済燃料貯蔵ラック（25 体）計算モデル

2.2　応力の計算方法

2.2.1　部材の応力

部材についての応力計算は,図２－１の計算モデルにて計算機コードを使用して行い，引張応力，せん断応力を求め，本項に示す計算方法に従って組合せ応力を計算する。

計算機コード内では，各部材の局所座標系及びせん断応力τ_{xy}，引張応力σ_x，σ_yの作用する向きを，図２－２に示すように設定している。

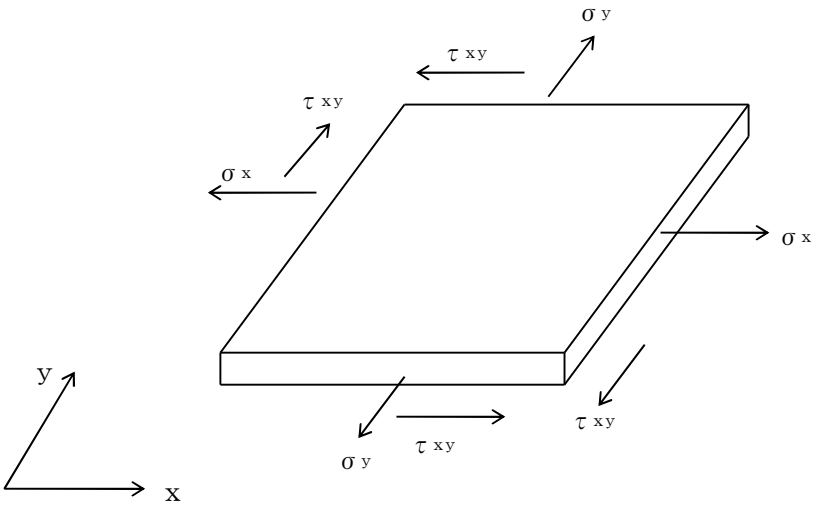


図２－２　部材の応力

各部材の組合せ応力σ_{fa}は，上記で計算したせん断応力τ_{xy}，引張応力σ_x，σ_yを用いて，次式より求める。

$$\sigma_{fa}=\sqrt{\sigma_x^{\,2}+\sigma_y^{\,2}-\sigma_x\cdot\sigma_y+3\cdot\tau_{xy}^2}$$

2.2.2　ボルトの応力

図２－１の計算モデルにて荷重計算を計算機コードを使用して行い，求められた地震時にラックに作用する転倒モーメントM_x及びベース底部に作用するせん断力F_xが，ラックに図２－３のように負荷されるものとしてラック取付ボルトおよび基礎ボルトの応力を求める。

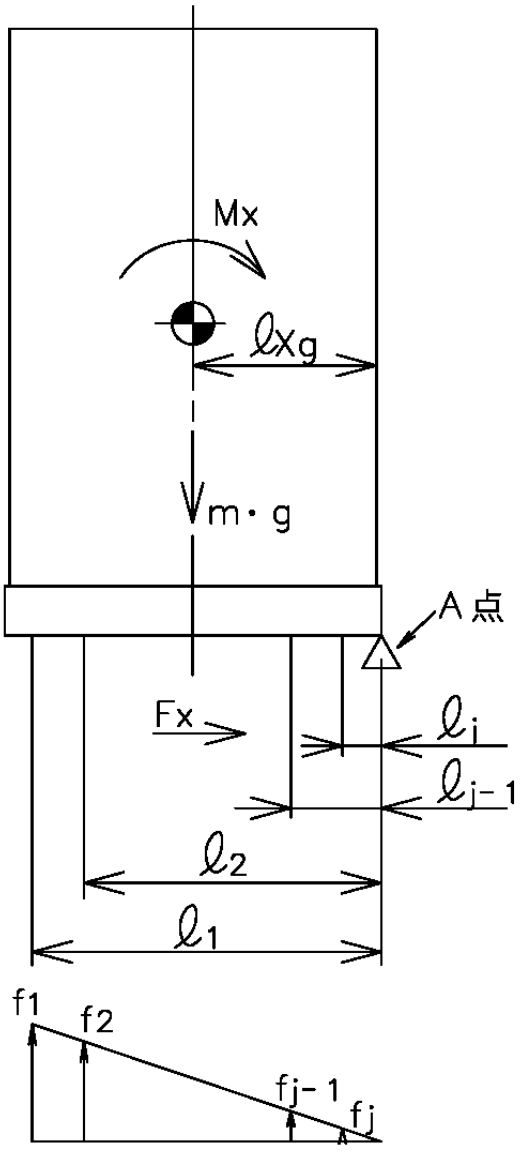


図２－３　ラック取付ボルトおよび基礎ボルトの応力

（1） 引張応力

Ａ点まわりのモーメントの平衡によりラック取付ボルトおよび基礎ボルト１本当りの引張力 f_jを求める。

$f_1 > f_2 > \cdots > f_{j-1} > f_j$の関係にあるので f_1のみを求める。

$$f_1 = \frac{l_1\left(M_X - (1 - C_V)\cdot m \cdot g \cdot l_{Xg}\right)}{n_1 \cdot l_1^2 + n_2 \cdot l_2^2 + \cdots + n_{j-1} \cdot l_{j-1}^2 + n_j \cdot l_j^2}$$

引張力 f_1によりラック取付ボルトおよび基礎ボルトに生じる引張応力 σ_bは，次式により求める。

$$\sigma_b = \frac{f_1}{A_b}$$

ただし， f_1の値が負のときはラック取付ボルトおよび基礎ボルトに引張力が生じないので，引張応力の計算は行わない。

（2） せん断応力

ラック取付ボルトおよび基礎ボルトに対するせん断力はボルト全本数で受けるものとして計算する。

せん断力 F_Xによりラック取付ボルトおよび基礎ボルトに生じるせん断応力 τ_bは，次式により求める。

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

2.2.3　スペーサ及びスペーサ下部支持部材の応力

使用済燃料貯蔵ラック(25 体)セル内の上下端に取付けるスペーサおよびスペーサ下部支持部材の条件は図２－４のａ部もしくはａ’部のどちらかに属すると考えられる。

ａ部とａ’部の部位を比較すると，図２－４の矢印方向から荷重を受けたとき，ａ’部は隣り合うセルのスペーサおよびスペーサ下部支持部材も強度部材として寄与するが，ａ部は隣り合うセルが無いため，ａ’部に比べ，強度上不利である。

したがって，代表してａ部を評価する。

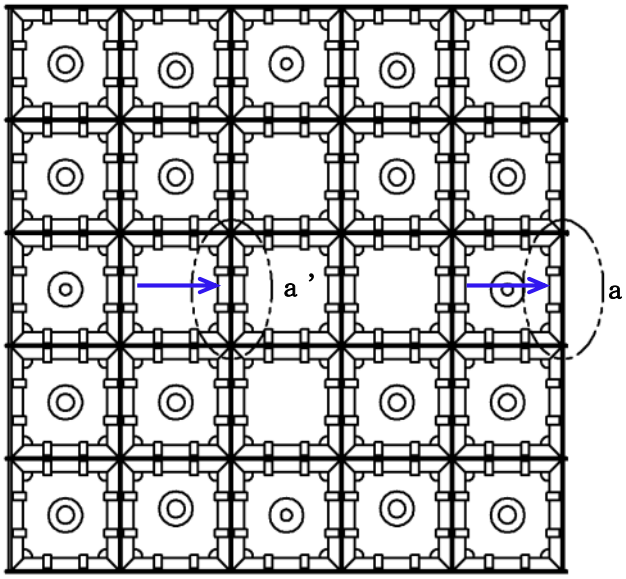


図２－４　使用済燃料貯蔵ラック（25 体）上面図

（１）　作用荷重

使用済燃料収納缶（大）に働く地震力が，セル１面の上下部スペーサ部に作用するものとする。

$$P = \frac{1}{4} \cdot C_H \cdot m \cdot g$$

（２）　スペーサに生じる圧縮応力

$$\sigma_C = \frac{P}{A_S}$$

（３）　スペーサ下部支持部材に生じる曲げ応力

$$M = P \cdot L_1$$

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

（４） スペーサ下部支持部材に生じるせん断応力

$$\tau_S = \frac{P}{A}$$

（５） スペーサ下部支持部材に生じる組合せ応力

$$\sigma_0 = \sqrt{{\sigma_{cb}}^2 + 3 \cdot {\tau_s}^2}$$

３．評価方法

3.1　固有周期の評価

2.1 項で求めた固有周期から「添付資料－９－２　別添－２　使用済燃料貯蔵ラック（25 体）の耐震設計の基本方針」に基づき，水平方向設計震度を求める。

3.2　応力の評価

3.2.1　部材の応力評価

2.2.1 項で求めた各部材の引張応力 σ_x，σ_y 及び組合せ応力 σ_{fa} が，許容引張応力 f_t 以下であること。

また，2.2.1 項で求めた各部材のせん断応力 τ_{xy} が，許容せん断応力 f_s 以下であること。

ただし，f_t 及び f_s は下表による。

地震力の種類	基準地震動Ｓｓ
許容引張応力　f_t	$\frac{F^*}{1.5}\cdot 1.5$
許容せん断応力 f_s	$\frac{F^*}{1.5\cdot\sqrt{3}}\cdot 1.5$

3.2.2　ラック取付ボルト及び基礎ボルトの応力評価

2.2.2 項で求めたラック取付ボルト及び基礎ボルトの引張応力σ_bが，次式より求めた許容引張応力f_{ts}以下であること。

また，2.2.2 項で求めたラック取付ボルト及び基礎ボルトのせん断応力τ_bが，せん断力のみを受けるボルトの許容せん断応力f_{sb}以下であること。

$$f_{ts} = 1.4 f_{to} - 1.6 \tau_b$$

かつ，

$$f_{ts} \leqq f_{to}$$

ただし，f_{to}及びf_{sb}は下表による。

地震力の種類	基準地震動Ｓｓ
許容引張応力　f_{to}	$\frac{F^*}{2} \cdot 1.5$
許容せん断応力　f_{sb}	$\frac{F^*}{1.5 \cdot \sqrt{3}} \cdot 1.5$

3.2.3　スペーサおよびスペーサ下部支持部材の応力評価

2.2.3 項で求めたスペーサの圧縮応力が次式で求めた許容圧縮応力 f_c 以下であること。2.2.3 項で求めたスペーサ下部支持部材に生じる曲げ応力，せん断応力，組合せ応力がそれぞれ，次式で求めた許容曲げ応力 f_{cb}，許容せん断応力 f_{SS}，許容組合せ応力 f_0 以下であること。

地震力の種類	基準地震動Ss
許容圧縮応力　fc	$\left\{1-0.4\left(\frac{\lambda}{\Lambda}\right)^2\right\}\frac{F^*}{\nu}\times 1.5$
許容曲げ応力　fcb	$\min\left\{1.5\times\frac{0.433\cdot E\cdot Af}{L\cdot H},1.5\times\frac{F^*}{1.5}\right\}$
許容せん断応力　fSS	$1.5\times\frac{F^*}{1.5\sqrt{3}}$
許容組合せ応力 f0	$1.5\times\frac{F^*}{1.5}$

４．評価条件

機　器　名　称	耐震設計上の重要度分類	据付場所及び床面高さ（m）	次　　数	基準地震動Ｓs		最高使用温度（℃）	周囲環境温度（℃）
				水平方向*5 設計震度	鉛直方向 設計震度		
使用済燃料貯蔵ラック（25 体）	S	運用補助共用施設 G.L. -1.3 *1	１次	*2	C_V＝0.49	66	－
			２次	*3			
			３次	*4			

注記　*1：基準床レベルを示す。

*2：基準地震動Ｓsに基づく動的解析より得られる応答値（１次固有周期：C_H＝0.89）

*3：基準地震動Ｓsに基づく動的解析より得られる応答値（２次固有周期：C_H＝0.70）

*4：基準地震動Ｓsに基づく動的解析より得られる応答値（３次固有周期：C_H＝0.70）

*5：基準地震動Ｓsにより定まる動的震度（C_H＝0.67）についても考慮する。

添付資料－９では、G.L.±0m=T.P.8.5m(※)とする。
（※）震災後の地盤沈下量（-709mm）と O.P.から T.P.への読替値（-727mm）を用いて，下式に基づき換算している。
〈換算式〉T.P.＝ 旧 O.P-1,436mm

５．評価結果

(1)　部材に生じる応力　　（単位：ＭＰａ）

ラック	部　材	材　料	応　力	基準地震動Ｓｓ	
				算出応力	許容応力
使用済燃料貯蔵ラック（25 体）	ラック本体	SUS304	組合せ	σ_{fa} ＝　14	f_t ＝　205

許容応力以下である。

(2)　ラック取付ボルトに生じる応力　　（単位：ＭＰａ）

ラック	部　材	材　料	応　力	基準地震動Ｓｓ	
				算出応力	許容応力
使用済燃料貯蔵ラック（25 体）	ラック取付ボルト	SUS630 H1150	引張り	σ_b ＝　21	f_{ts} ＝　455

許容応力以下である。

(3)　基礎ボルトに生じる応力　　（単位：ＭＰａ）

ラック	部　材	材　料	応　力	基準地震動Ｓｓ	
				算出応力	許容応力
使用済燃料貯蔵ラック（25 体）	基礎ボルト	SUS630 H1150	引張り	σ_b ＝　36	f_{ts} ＝　455

許容応力以下である。

(4)　スペーサおよびスペーサ下部支持部材に生じる応力　　（単位：ＭＰａ）

ラック	部　材	材　料	応　力	基準地震動Ｓｓ	
				算出応力	許容応力
使用済燃料貯蔵ラック（25 体）	スペーサ	SUS304	圧縮	σ_C ＝　1	f_C ＝　202
	スペーサ下部支持部材	SUS304	組合せ	σ_0 ＝　29	f_0 ＝　205

許容応力以下である。

参考資料

参考　計算機コード「ＮＡＳＴＲＡＮ」の概要

1.　一般事項

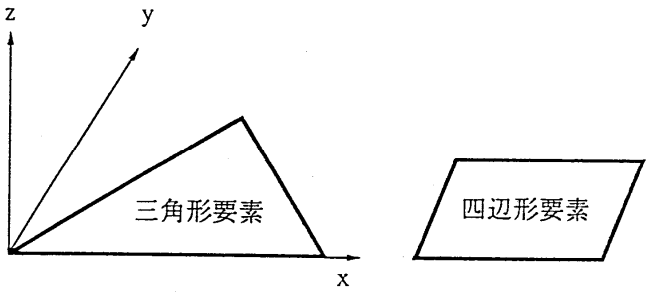
米国ＮＡＳＡ（National Aeronautics and Space Administration)作成の有限要素法による構造解析用汎用計算機コード「ＮＡＳＴＲＡＮ」の概要である。

2.　本計算機コードの特徴

(1)　適用範囲が広く，以下の問題を解析できる。

- 静的構造問題
- 弾性安定問題
- 動的構造問題
- 熱伝導問題
- マトリックス問題一般

(2)　多くの要素が用意されており，種々のタイプの構造物の解析を行うことができる。



(3)　多自由度を有する大規模問題を効率よく解析することができる。

(4)　大規模問題を取り扱うために，入力データが簡単化されている。

(5)　プロッティングの機能が準備されており，モデルの確認，解析結果の図形処理を簡単に行うことができる。

(6)　解析する座標系，拘束方法は，取り扱う問題にあったものを選ぶことができる。

3. 理 論 式

3.1有限要素法による評価

有限要素法による評価は，次の手順で行われる。

(1) 要素内の変位を仮定し，節点変位を使って要素内任意点の変位を表現する。

$$\{u\} = [N]\{u_e\} \tag{3.1}$$

ここで,

$\{u\}$： 要素内任意点の変位

$[N]$： 形状関数マトリックス

$\{u_e\}$： 節点変位

(2) 上記の変位を微分して，要素内任意点のひずみを節点変位により表す。

$$\{\varepsilon\} = [B]\{u_e\} \tag{3.2}$$

ここで,

$\{\varepsilon\}$： 要素内任意点のひずみ

$[B]$： ひずみマトリックス

(3) 材料物性から求められる応力とひずみの関係式（(3.3)式参照）より定められる弾性係数マトリックスを用いて，要素剛性マトリックスを（3.4）式により計算する。

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\} \tag{3.3}$$

$$[K] = \int [B]^T [D][B]\, dvol \tag{3.4}$$

ここで,

$\{\sigma\}$： 要素内任意点の応力

$[D]$： 弾性係数マトリックス

$[K]$： 要素剛性マトリックス

(4) 全体の剛性マトリックスを要素剛性マトリックスの重ね合わせによって求め，力の釣合いより静的変位は(3.5)式，また動的変位は(3.6)式より求める。

$$\{f\} = [k]\{\gamma\} \tag{3.5}$$

$$\{f\} = [m]\{\ddot{\gamma}\} + [k]\{\gamma\} \tag{3.6}$$

ここで,

$\{f\}$： 荷重ベクトル

$\{\gamma\}$： 構造全体の変位

$$= \begin{Bmatrix} u_{e1} \\ u_{e2} \\ \vdots \\ u_{en} \end{Bmatrix}$$

$u_{e1}, u_{e2}, \cdots, u_{en}$：各節点の節点変位

[m]：　質量マトリックス

[k]：　剛性マトリックス

(5)　変位が求まれば，（3.2）式，（3.3）式より各要素の応力が求められる。

以上が有限要素法の評価手順であるが，この中で要素剛性マトリックスの算定及び動的解析における運動方程式の解法等の詳細について以下に述べる。

3.2要素剛性マトリックスの算定

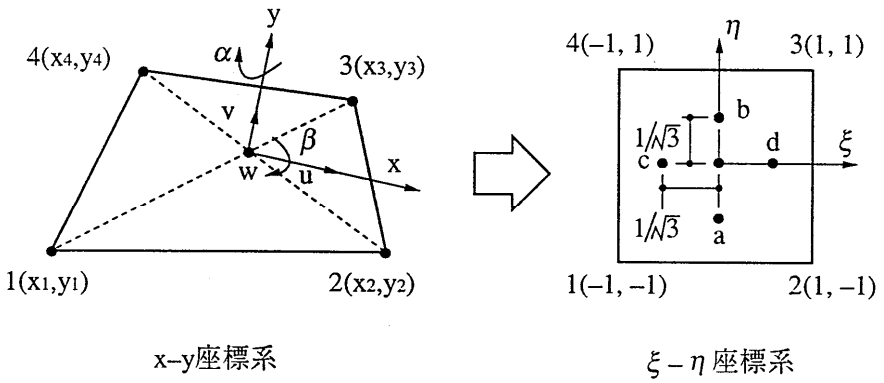
3.2.1　座標変換

解析で用いている要素は，平面応力（面内）及び板の曲げ（面外）を考慮したシェル要素で，各節点における変位成分は面内２方向(u, v)，面外１方向(w)及び回転２方向(α，β)の合計５つであり，部材剛性は面内方向及び面外方向をそれぞれ独立に加算して求めるとともに，算定に当たっては図 3-1 に示すような次の座標変換を行う。

$$x = N_1 \cdot x_1 + N_2 \cdot x_2 + N_3 \cdot x_3 + N_4 \cdot x_4$$
$$y = N_1 \cdot y_1 + N_2 \cdot y_2 + N_3 \cdot y_3 + N_4 \cdot y_4 \qquad (3.7)$$

ここで，

$$N_1 = \frac{1}{4}\cdot(1-\xi)\cdot(1-\eta)$$
$$N_2 = \frac{1}{4}\cdot(1+\xi)\cdot(1-\eta)$$
$$N_3 = \frac{1}{4}\cdot(1+\xi)\cdot(1+\eta)$$
$$N_4 = \frac{1}{4}\cdot(1-\xi)\cdot(1+\eta)$$



x–y座標系　　ξ – η 座標系

図３－１　座標系

3.2.2　面内剛性の計算

要素内任意点の変位を，図 3-1 で示した(ξ，η)と節点変位を使って次のように仮定する。

$$u = N_1 \cdot u_1 + N_2 \cdot u_2 + N_3 \cdot u_3 + N_4 \cdot u_4$$
$$v = N_1 \cdot v_1 + N_2 \cdot v_2 + N_3 \cdot v_3 + N_4 \cdot v_4 \qquad (3.8)$$

すなわち，次のようになる。

$$\{u^m\} = [N^m]\{u_e^m\} \qquad (3.9)$$

(3.8)式を用いて要素内任意点のひずみを次のように求め，面内応力に対するひずみマトリックス$[B^m]$を求める。

$$\{\varepsilon^m\} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \dfrac{\partial u}{\partial x} \\ \dfrac{\partial v}{\partial y} \\ \dfrac{\partial u}{\partial y} + \dfrac{\partial v}{\partial x} \end{Bmatrix} = [B^m]\{u_e^m\} \qquad (3.10)$$

一方，面内応力に対する応力とひずみの関係は次のように表される。

$$\{\sigma^m\} = \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \dfrac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = [D^m]\{\varepsilon^m\} \qquad (3.11)$$

ここで，

E：　縦弾性係数

ν：　ポアソン比

したがって，面内応力に対する要素剛性マトリックス$[K_m]$は次のように計算される。

$$[K_m] = \int [B^m]^T [D^m] [B^m] \, dvol \qquad (3.12)$$

3.2.3　面外剛性の計算

面外剛性は，面外曲げに対するものと面外せん断に対するものをそれぞれ別個に計算して求める。

(1)面外曲げ剛性の計算

要素内任意点の面外方向変位(w)と回転角(α, β)を図 3-1 に示すξ－η座標系で次のように仮定する。

$$\begin{aligned} w &= w_{00} + w_{10}\cdot\xi + w_{01}\cdot\eta + w_{11}\cdot\xi\cdot\eta \\ \alpha &= \alpha_{00} + \alpha_{10}\cdot\xi + \alpha_{01}\cdot\eta + \alpha_{11}\cdot\xi\cdot\eta \\ \beta &= \beta_{00} + \beta_{10}\cdot\xi + \beta_{01}\cdot\eta + \beta_{11}\cdot\xi\cdot\eta \end{aligned} \qquad (3.13)$$

ここで，

$w_{00}\sim w_{11}$，$\alpha_{00}\sim\alpha_{11}$，$\beta_{00}\sim\beta_{11}$：未定係数

四辺形の各節点の(ξ，η)を(3.13)式に代入することによって，要素内任意点の面外方向変位及び回転角は，(ξ, η)と節点変位を使って表されることになる。

面外曲げに対するひずみマトリックス[B^b]を次のように求める。

$$\{\varepsilon^b\} = \begin{Bmatrix} x_x \\ x_y \\ x_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \dfrac{\partial\alpha}{\partial x} \\ \dfrac{\partial\beta}{\partial y} \\ \dfrac{\partial\alpha}{\partial y} + \dfrac{\partial\beta}{\partial x} \end{Bmatrix} = [B^b]\{u_e^b\} \qquad (3.14)$$

一方，面外曲げ応力に対する応力とひずみの関係は次のように表される。

$$\{\sigma^b\} = \frac{E\cdot t^3}{12\cdot(1-\nu^2)} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \dfrac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_x \\ x_y \\ x_{xy} \end{Bmatrix} = [D^b]\{\varepsilon^b\} \qquad (3.15)$$

ここで，

t：　板厚

したがって，面外曲げ応力に対する要素剛性マトリックス[K_b]は次のように

計算される。

$$[K_b] = \int [B^b]^T [D^b] [B^b] \, dvol \tag{3.16}$$

(2)面外せん断剛性の計算

x 方向のせん断ひずみを図 3-1 の a，b 点で，y 方向を c，d 点で代表させることとする。せん断ひずみを次のように定義し，これに(3.13)式を代入すると節点変位によりせん断ひずみが表され，ひずみマトリックス[B^s]を求める。

$$\{\varepsilon^s\} = \begin{Bmatrix} \gamma_x \\ \gamma_y \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \dfrac{\partial w}{\partial x} - \alpha \\ \dfrac{\partial w}{\partial y} - \beta \end{Bmatrix} = [B^s] \{u_e^s\} \tag{3.17}$$

一方，面外せん断応力に対する応力とひずみの関係は次のように表される。

$$\{\sigma^s\} = \frac{G}{1.2} \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \gamma_x \\ \gamma_y \end{Bmatrix} = [D^s] \{\varepsilon^s\} \tag{3.18}$$

ここで，

G： せん断弾性係数

したがって，面外せん断応力に対する要素剛性マトリックス[K_s]は次のように計算される。

$$[K_s] = \int [B^s]^T [D^s] [B^s] \, dvol \tag{3.19}$$

3.3動的解析

有限要素法による構造物の動的解析は(3.6)式の運動方程式を基本としている。

しかし，実際の構造物では常に減衰がある。有限要素系にも減衰力を導入する。減衰力が速度に比例する場合には粘性減衰といわれる。

この場合の運動方程式は減衰マトリックスを[c]とすれば,

$$[m]\{\ddot{\gamma}\} + [c]\{\dot{\gamma}\} + [k]\{\gamma\} = \{R(t)\} \quad (3.20)$$

となる。ただし,

$\{R(t)\}$ ：時間に依存する外力

$\{\gamma\}$ ：構造全体の変位

3.3.1 固有振動数解析

拘束のある構造物の自由振動を考える。減衰がない場合の運動方程式は,

$$[m]\{\ddot{\gamma}\} + [k]\{\gamma\} = \{0\} \quad (3.21)$$

自由振動は調和振動であるから$\{\gamma\}$は,

$$\{\gamma\} = \{x\}e^{i\cdot\omega\cdot t} \quad (3.22)$$

$\{x\}$ ： 変位$\{\gamma\}$の振幅 (mode)

ω ： 円振動数

(3.21)式に(3.22)式を代入すると,

$$(-\omega^2[m] + [k])\{x\}e^{i\cdot\omega\cdot t} = \{0\} \quad (3.23)$$

又は,

$$([k] - \omega^2[m])\{x\} = \{0\} \quad (3.24)$$

$$[k]\{x\} = \omega^2[m]\{x\} \quad (3.25)$$

となる。この式は固有値問題にほかならない。

ＮＡＳＴＲＡＮには固有値の解法として種々の方法が準備されている。

例えば，インバースパワー法(inverse power method)等がある。

インバースパワー法は大次元のマトリックスで小数の固有値を求める場合に有効である。

3.3.2　運動方程式の解法（モーダル解析）

モーダル解析(modal analysis)は複雑な構造物の全体の運動が非連成な１自由度の運動の重ね合わせであると考える点に基礎をおいている。この方法は大次元の連成微分方程式を直接解くよりもはるかに経済的であり，有効な方法として広く採用されている。

構造全体の変位{γ}を構造が有している固有モードの１次結合と仮定する。

$$\{\gamma\} = [X]\{q\} \tag{3.26}$$

ただし，

$[X] = [x_1, x_2, \cdots\cdots x_n]$

xi ：i 次のモード

$\{q\} = [q_1, q_2, \cdots\cdots q_n]$

qi ：i 次のモード xi の重みを決定する係数

(3.20)式に(3.26)式を代入すると，

$$[m][X]\{\ddot{q}\} + [c][X]\{\dot{q}\} + [k][X]\{q\} = \{R(t)\} \tag{3.27}$$

さらに，左から$[X]^T$を掛けると，

$$[X]^T[m][X]\{\ddot{q}\} + [X]^T[c][X]\{\dot{q}\} + [X]^T[k][X]\{q\} = [X]^T\{R(t)\} \tag{3.28}$$

(3.25)式より，

$$[X]^T[k][X] = [\omega^2][X]^T[m][X] \tag{3.29}$$

と表される。ただし，

$$[\omega^2] = \begin{bmatrix} \omega_1^2 & & 0 \\ & \omega_2^2 & \\ & & \ddots \\ 0 & & \omega_n^2 \end{bmatrix}$$

また，

$$[X]^T[c][X] = 2[h][\omega][X]^T[m][X] \tag{3.30}$$

となると仮定する。ただし，

$$[h] = \begin{bmatrix} h_1 & & 0 \\ & h_2 & \\ & & \ddots \\ 0 & & h_n \end{bmatrix}, \quad [\omega] = \begin{bmatrix} \omega_1 & & 0 \\ & \omega_2 & \\ & & \ddots \\ 0 & & \omega_n \end{bmatrix}$$

hi ：i 次のモードに対する減衰比

(3.28)式に(3.29)式，(3.30)式を代入すると，

$$[X]^T[m][X]\{\ddot{q}\} + 2[h][\omega][X]^T[m][X]\{\dot{q}\} + [\omega^2][X]^T[m][X]\{q\} = [X]^T\{R(t)\} \quad (3.31)$$

となる。

ここで，モードの直交性により，

$$\{xi\}^T[m]\{xj\} = 1.0 \quad (i = j)$$

$$\{xi\}^T[m]\{xj\} = 0.0 \quad (i \neq j) \quad (3.32)$$

(3.31)式は(3.32)式を適用することによって各々独立なn個の運動方程式（非連成）になる。

$$\ddot{q}i + 2 \cdot hi \cdot \omega i \cdot \dot{q}i + \omega i^2 \cdot qi = Pi(t) \quad (3.33)$$

ただし，

$i = 1 \sim n$

$Pi(t) = \{xi\}^T\{R(t)\}$

(3.33)式を各々解けば，各モードxiの重みを決定するqiが個々に求まり，さらにこれを(3.26)式に代入すれば構造全体の変位{γ}が求められる。

4.　解析フローチャート

本計算機コードの解析フローチャートを図４－１に示す。

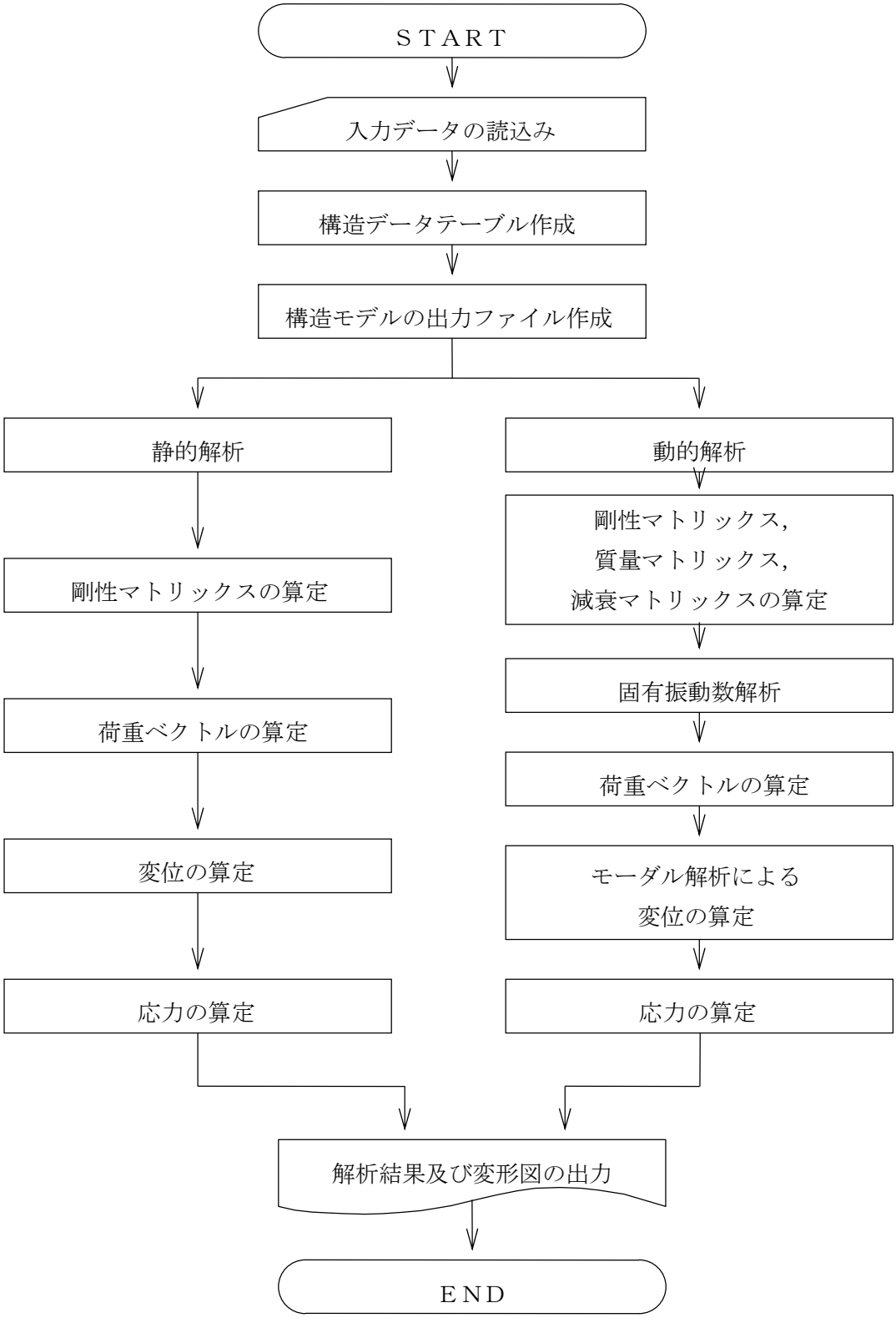


図４－１　解析フローチャート

使用済燃料収納缶（大）の耐震性についての計算書

１．評価の基本方針

使用済燃料収納缶（大）に対して基準地震動Ｓｓを考慮しても強度上耐え得ることを以下の考え方に基づき評価する。

使用済燃料収納缶（大）および使用済燃料収納缶（大）内の燃料はラック内に貯蔵された状態で水平方向には構造的に拘束されておらず，ラックセル内・使用済燃料収納缶（大）内は水で満たされているため，ラックと使用済燃料収納缶（大）・燃料は，流体を介して相互作用により振動する（連成振動）。使用済燃料収納缶（大）は四方をラックセルに，燃料は四方を使用済燃料収納缶（大）に狭い隙間で囲まれているため流体連成力（流体連成効果）が大きく，ラック内の使用済燃料収納缶や燃料はラックと一体で振動すると考えられる。

以上より，使用済燃料収納缶（大）・燃料はラックと同一の加速度が作用するものとして耐震性を評価する。

２．準拠基準等

本検討は原則として下記に準拠して行う。

・原子力発電所耐震設計技術規程（JEAC 4601-2008）
・発電用原子力設備規格 設計・建設規格（JSME S NC1-2005/2007）
・日本産業規格（JIS）

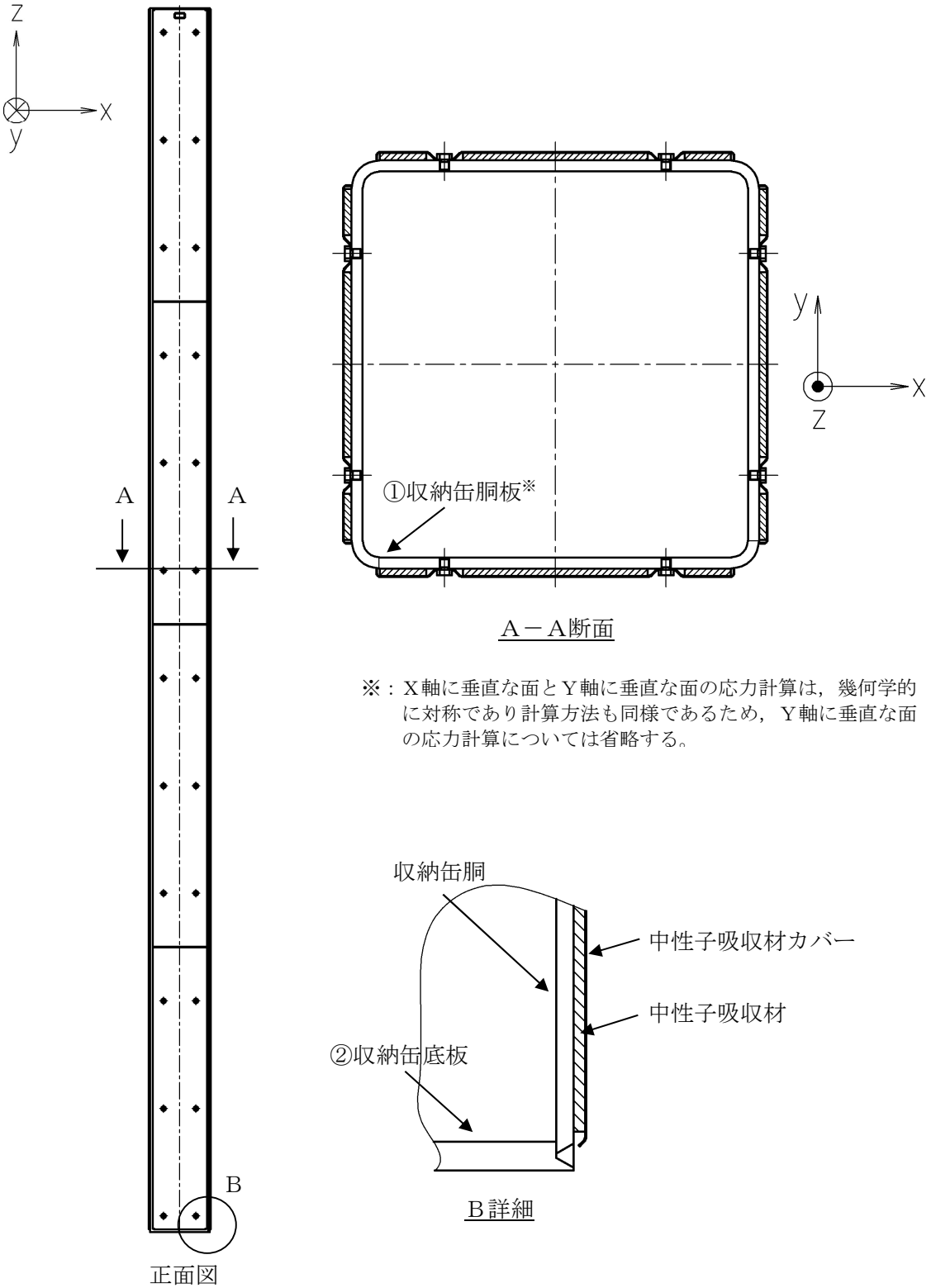
３．評価部位

使用済燃料収納缶（大）の耐震評価は，構造部材である収納缶胴及び底板について実施する。評価箇所については，図－１に示す。

４．荷重条件

使用済燃料収納缶（内部水を含む）及び燃料に，以下に示す自重及び地震による加速度が付加されることによる荷重が発生する。

G_x：図－１に示すＸ方向の加速度（＝0.89ｇ）
G_y：図－１に示すＹ方向の加速度（＝0.89ｇ）
G_z：図－１に示すＺ方向の加速度（＝(1+0.49)ｇ＝1.49ｇ）



図－１　使用済燃料収納缶（大）の応力評価箇所

５．応力の計算方法

５．１　収納缶胴

（１）Ｘ方向の荷重による応力

評価点①には，Ｘ方向荷重によりＸ方向の垂直応力（圧縮応力）σ_{x1x}が発生し，次式により求める。

$$\sigma_{x1x} = \frac{m_{can} \cdot G_x}{A_{x1}}$$

ここで，

m_{can}　：使用済燃料収納缶（大）１体の質量

G_x　：Ｘ方向の加速度

A_{x1}　：評価点①のＸ方向荷重支持面積

（２）Ｙ方向の荷重による応力

①垂直応力（平均支圧応力）

評価点①には，Ｙ方向荷重によりＹ方向の垂直応力（平均支圧応力）σ_{y1y}が発生し，次式により求める。

$$\sigma_{y1y} = \frac{(m_{can} + m_{fuel} + m_w) \cdot G_y}{A_{y1}}$$

ここで，

m_{fuel}：使用済燃料１体の質量

m_w　：使用済燃料収納缶（大）１体に含まれる内部水の質量

G_y　：Ｙ方向の加速度

A_{y1}：評価点①のＹ方向荷重支持面積（使用済燃料収納缶（大）とスペーサの接触面積）

②垂直応力（曲げ応力）

評価点①には，Ｙ方向荷重によりＺ方向の垂直応力（曲げ応力）σ_{z1y}が発生し，次式により求める。

$$\sigma_{z1y} = \frac{M_{z1y}}{Z_{z1x}}$$

$$M_{z1y} = \frac{F_{y1} \times L}{8}$$

ここで，

M_{z1y}：評価点①に作用する曲げモーメント

Z_{z1x}：評価点①のＸ軸まわりの断面係数

Ｌ　　：ラックの収納缶支持ピッチ（上下のスペーサ間の距離）

（３）Ｚ方向の荷重による応力

評価点①には，Ｚ方向の荷重によりＺ方向の垂直応力（圧縮応力）σ_{z1z}が発生し，次式により求める。

$$\sigma_{z1z} = \frac{m_{can} \cdot G_z}{A_{z1}}$$

ここで，

G_z　：Ｚ方向の加速度

A_{z1}：評価点①のＺ方向荷重支持面積

（４）平均せん断応力

評価点①には，平均せん断応力は発生しない。

５．２　収納缶底板

（１）Ｘ方向の荷重による応力

評価点②に発生するＸ方向荷重による応力は，収納缶底板の自重によるもののみであり，無視できる。

（２）Ｙ方向の荷重による応力

評価点②に発生するＹ方向荷重による応力は，収納缶底板の自重によるもののみであり，無視できる。

（３）Ｚ方向の荷重による応力

評価点②には，Ｚ方向荷重によりＺ方向垂直応力（平均支圧応力）σ_{z2z}が発生し，次式により求める。

$$\sigma_{z2z} = \frac{(m_{can} + m_{fuel} + m_w) \cdot G_z}{A_{z2}}$$

ここで，

A_{z2}：評価点②のＺ方向荷重支持面積

（４）平均せん断応力

評価点②には，平均せん断応力は発生しない。

（５）圧縮応力

評価点②には，圧縮応力は発生しない。

６．許容応力

使用済燃料収納缶（大）の耐震評価における許容応力は，「日本機械学会 発電用原子力設備規格 設計・建設規格」（JSME S NC1-2005/2007）（以下，設計・建設規格という。）の炉心支持構造物の設計に関する規定及び「日本電気協会 原子力発電所耐震設計技術規程」（JEAC4601-2008）の炉心支持構造物の許容応力に関する規定を準用する。なお，許容応力を算出する際の温度は，共用プールの最高使用温度である66℃とする。

許容応力の算出に用いる設計応力強さ（Sm），設計降伏点（Sy）及び設計引張強さ（Su）等は，設計・建設規格の付録材料図表の値を使用する。

６．１　一次応力の許容応力

供用状態Ｄｓにおいて生じる応力解析による一次応力強さの許容応力は次の通りである。

（１）一次一般膜応力強さ（Pm）

$$P_m \leq \min\left[2.4S_m \ , \ \frac{2}{3}S_u\right]$$

（２）一次一般膜応力＋一次曲げ応力強さ（Pm＋Pb）

$$P_m + P_b \leq 1.5\min\left[2.4S_m \ , \ \frac{2}{3}S_u\right]$$

６．２　特別な応力の許容応力

（１）供用状態Ｄｓにおける平均せん断応力（τ）

純せん断荷重を受ける部分において生じる平均せん断応力の許容応力は次の通りである。

$$\tau \leq 2 \times 0.6S_m$$

（２）供用状態Ｄｓにおける平均支圧応力（σ_b）

支圧荷重を受ける部分の平均支圧応力の許容応力は次の通りである。（安全側に，支圧荷重の作用端から自由端までの距離が支圧荷重の作用幅より大きい場合以外の許容応力とする。）

$$\sigma_b \leq 2S_y$$

（３）供用状態Ｄｓにおける圧縮応力（σ c）

①圧縮材の有効細長比（λ）が限界細長比（Λ）以下の場合の圧縮応力（σ c）

$$\sigma_c \leq 1.5 f_c^{\star} = 1.5 \left\{ 1 - 0.4 \left(\frac{\lambda}{\Lambda} \right)^2 \right\} \frac{F^{\star}}{\nu}$$

$$F^{\star} = \min\left[1.35 S_y ,\ 0.7 S_u ,\ 1.2 S_y (RT) \right]$$

$$\lambda = \frac{l_k}{i}$$

$$\Lambda = \sqrt{\frac{\pi^2 E}{0.6 F^{\star}}}$$

$$\nu = 1.5 + \frac{2}{3} \left(\frac{\lambda}{\Lambda} \right)^2$$

ここで,

l_k：座屈長さ

i　：座屈軸についての断面二次半径

E　：縦弾性係数

②圧縮材の有効細長比（λ）が限界細長比（Λ）を超える場合の圧縮応力（σ c）

$$\sigma_c \leq 1.5 f_c^{\star} = 1.5 \times 0.277 \times F^{\star} \left(\frac{\Lambda}{\lambda} \right)^2$$

７．評価結果

使用済燃料収納缶（大）に生じる応力　　（単位：ＭＰａ）

部　位	材　料	応　力		基準地震動Ｓｓ	
				算出応力	許容応力
①収納缶胴板	SUS304TP	一次一般膜応力 P_m		1	319
		一次一般膜＋一次曲げ応力 P_m+P_b		11	478
		平均支圧応力 σ_b		1	376
		圧縮応力 σ_c	長手方向	1	205
			長手方向以外	0	79
②収納缶底板	SUS304	一次一般膜応力 P_m		1	319
		一次一般膜＋一次曲げ応力 P_m+P_b		1	478
		平均支圧応力 σ_b		1	376

すべて許容応力以下である。

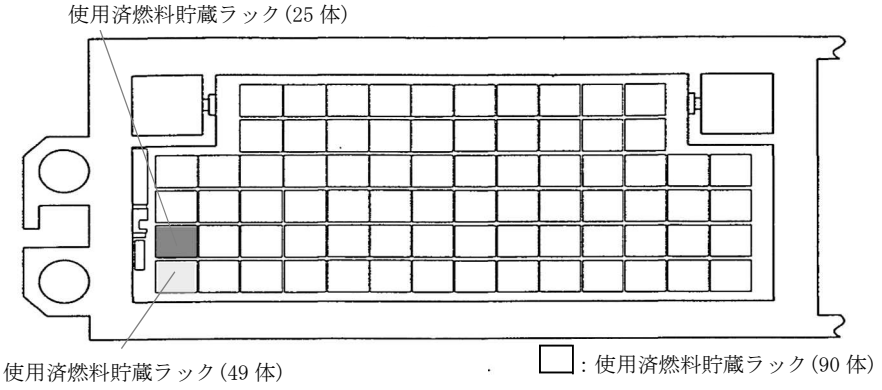
使用済燃料貯蔵ラック(25 体)設置後の使用済燃料共用プールの水深の遮へい能力に関する説明書

使用済燃料貯蔵ラック（90 体）に替えて使用済燃料貯蔵ラック（49 体）と同じ高さの使用済燃料貯蔵ラック（25 体）を設置し，設置により使用済燃料共用プールの貯蔵容量は減少することから，既存の使用済燃料貯蔵ラック（49 体）の評価に包絡されることを確認した。

使用済燃料貯蔵ラック（49 体）は，使用済燃料貯蔵ラック（90 体）と比べてラックの高さが高く，貯蔵体数が減っている。49 体ラックの線量率評価については，ラックの高さにあわせて水深の条件を変更しているが，線源強度については保守的に 90 体ラックと同じ条件（実際の貯蔵体数よりも多い）で評価している。

使用済燃料貯蔵ラック（25 体）は，使用済燃料貯蔵ラック（49 体）と比べてラックの高さは同じで，貯蔵体数が減っている。そのため，25 体ラックの線量率評価については，ラックの高さは 49 体ラックと同じ条件，線源強度についても 49 体ラックと同じ条件に設定することで保守的な評価となる。

従って，ラックに収納されている使用済燃料を線源とするプール水面の線量率は「添付資料－９－１　別添－４　使用済燃料貯蔵ラック（49 体）設置後の使用済燃料共用プールの水深の遮へい能力に関する説明書」の評価に包絡されるため，水深の遮へい能力は十分確保される。



図－１　使用済燃料貯蔵ラック配置図

使用済燃料収納缶（大）についての説明書

1. 概要

使用済燃料貯蔵ラック（25 体）に貯蔵する変形燃料，および破損燃料は，燃料の取扱いを可能にするため，また破損燃料については放射性物質の拡散を抑制するとともに，燃料の形状が維持されていない場合でも臨界を防止するため，使用済燃料収納缶（大）に収納した状態で貯蔵する。

2. 使用済燃料収納缶（大）の構造

使用済燃料収納缶（大）はステンレス鋼製の角缶構造である。また，未臨界確保のため側面に中性子吸収材を配置している。なお，中性子吸収材は，輸送容器や使用済燃料貯蔵ラック向けのボロン添加アルミニウム合金を使用している。

3. 使用済燃料収納缶（大）の機能

(1) 使用済燃料収納缶（大）は，天井クレーンを用いて使用済燃料収納缶（大）内に収納した燃料の取扱いが可能になるよう，使用済燃料収納缶（大）上部に燃料の上部タイプレートハンドル部と同等の形状を有する吊具を取り付け，ワイヤロープ等により吊具と天井クレーンの主巻フックを取り付ける。なお，吊具は落下防止措置を施した着脱式の機構とする。

(2) 使用済燃料収納缶（大）は，燃料棒の形状が維持されていない場合でも放射性物質の拡散を抑制する。

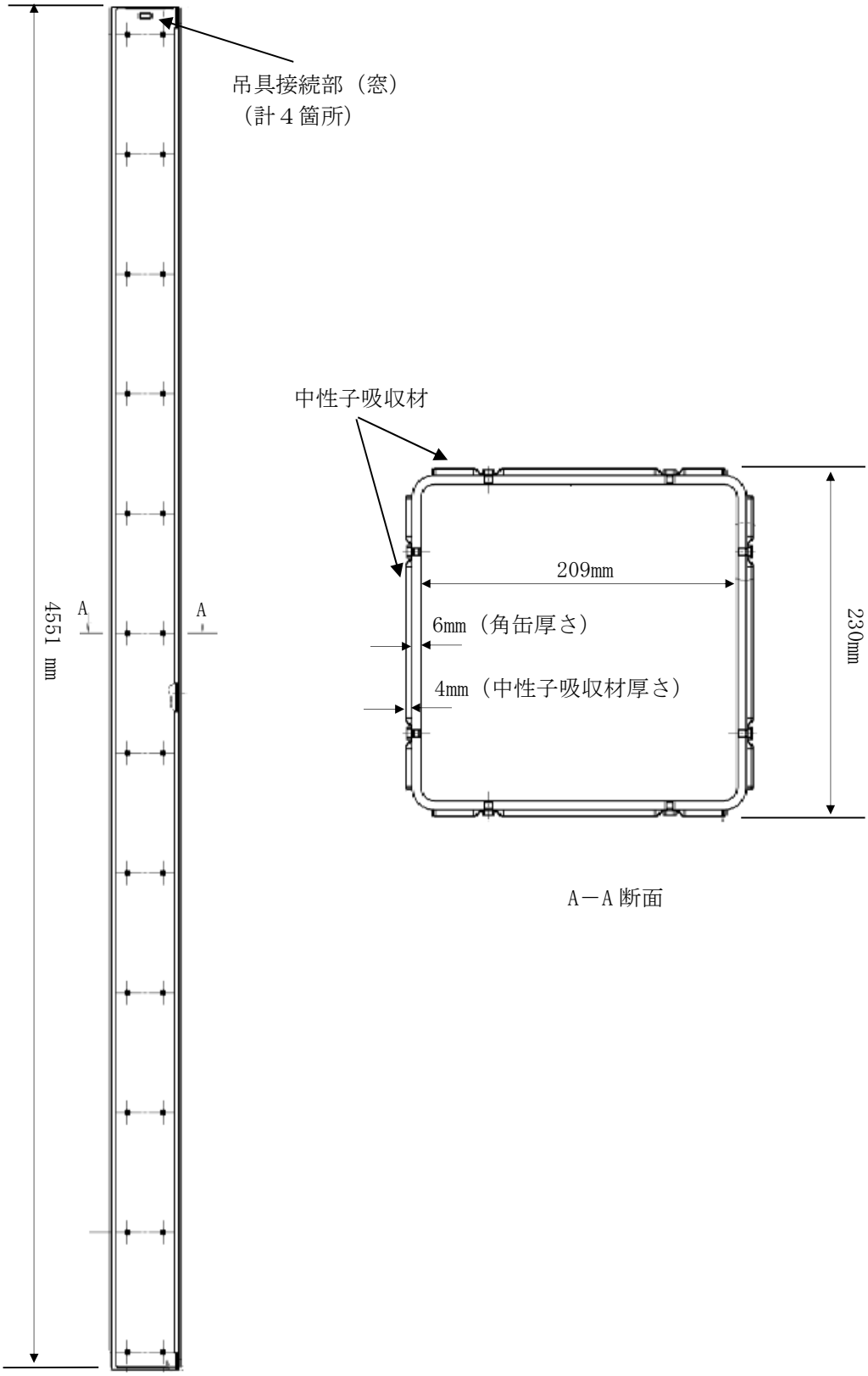
4. 使用済燃料収納缶（大）の取扱い及び落下防止措置

使用済燃料収納缶（大）上部には吊具を取り付けるための接続部（窓）を設け，接続部に吊具を取り付ける。接続部は使用済燃料収納缶（大）に４箇所設け，吊具を４箇所に取り付けることにより，吊上げ時の落下を防止する。

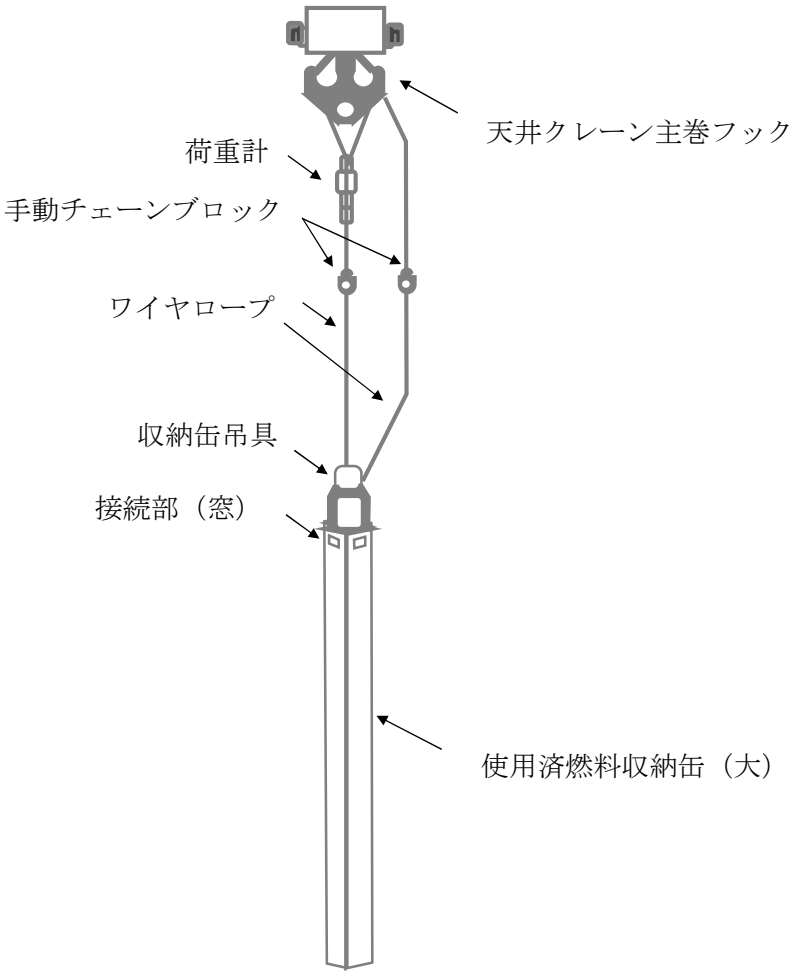
吊具は天井クレーン主巻フックを用いて取扱うことから，以下の天井クレーンの落下防止機能及び落下防止措置により吊上げ時の落下を防止する。

・天井クレーン主巻フックは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造
・主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造
・主巻フックは外れ止めを有する構造
・主巻フックと吊具を取り付けるワイヤロープ等を二重化する
・取り付け作業後に取り付け状態を確認する

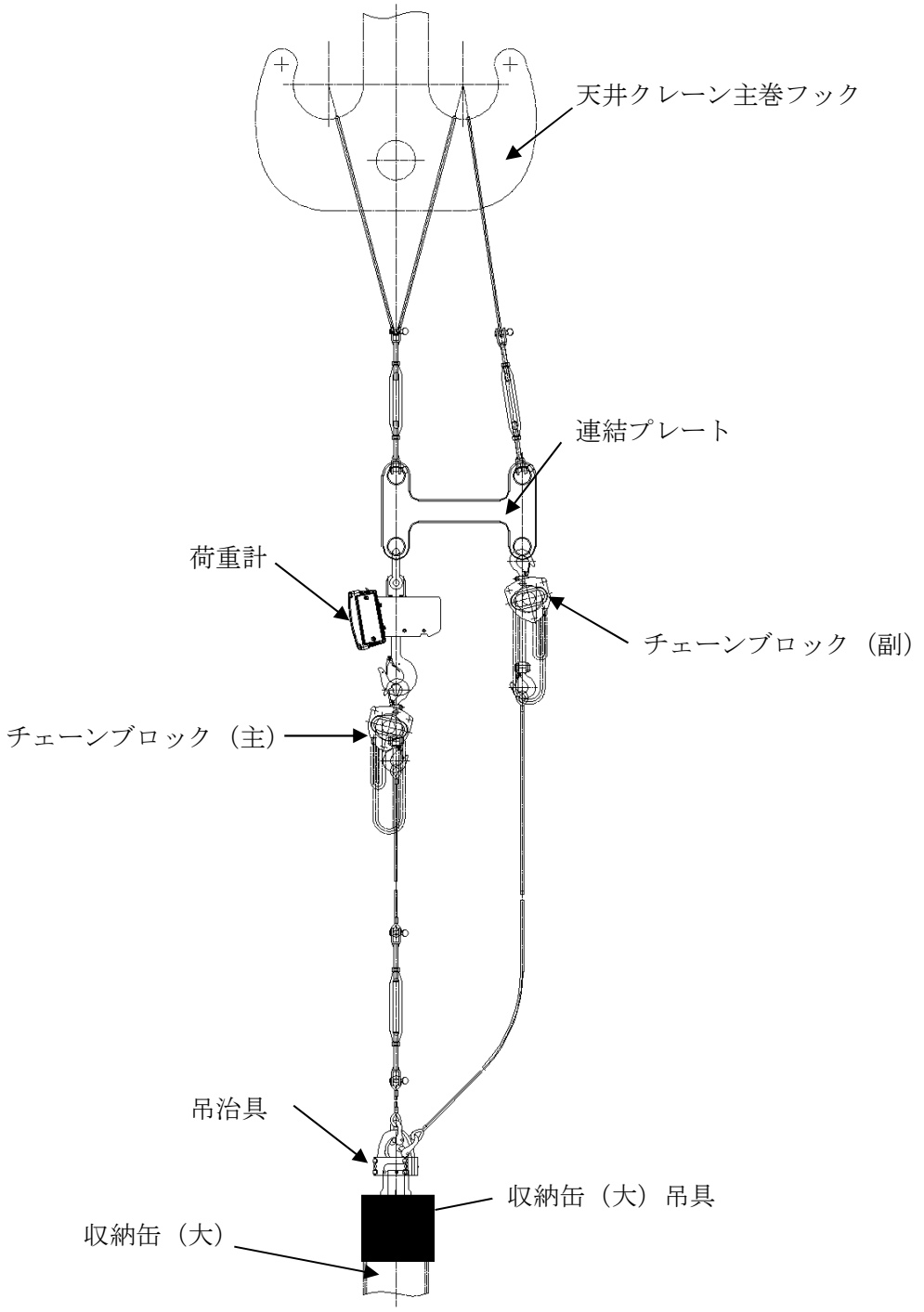
３号機燃料取り出し時における取扱い概念図を図－２に，２号機燃料取り出し時における取扱い概念図を図－３に示す。



図－１　使用済燃料収納缶（大）構造図



図－２　３号機燃料取り出し時における使用済燃料収納缶（大）取り扱い概念図



図－３　２号機燃料取り出し時における使用済燃料収納缶（大）取り扱い概念図

添付資料―１０

使用済燃料共用プール設備に係る確認事項について

使用済燃料共用プール設備に新たに設置する使用済燃料貯蔵ラック（49 体及び 25 体）の設置に係る主要な確認項目を表－１に，使用済燃料収納缶（小及び大）に係る主要な確認項目を表－２に示す。また，使用済燃料収納缶（大）の吊具に係る３号機燃料取り出し時における主要な確認項目を表－３に，２号機燃料取り出し時における主要な確認項目を表－４に示す。

なお，寸法許容範囲については製作誤差等を考慮の上，確認前に定める。

表－１　確認事項（使用済燃料貯蔵ラック（49 体及び 25 体））

確認項目			確認内容	判定基準
材料確認			実施計画に記載されている主な材料について確認する。	実施計画の通りであること。
構造確認	寸法確認		実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	寸法が許容範囲内であること。
	外観確認		各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
	据付確認		機器の据付位置,据付状態について確認する。	実施計画の通りに施工・据付されていること。
機能確認	使用済燃料貯蔵ラック容量確認		機器の容量，個数について確認する。	実施計画の通りであること。
	使用済燃料貯蔵ラック挿入確認	使用済燃料貯蔵ラック（49体）	使用済燃料収納缶（小）を用いて貯蔵する箇所の使用済燃料収納缶（小）の挿入及び取出しが円滑に行え支障のないことを確認する。 挿入ゲージを用いて変形燃料を貯蔵する箇所の挿入ゲージの挿入及び取出しが円滑に行え支障のないことを確認する。	使用済燃料収納缶（小）の挿入及び取出しが円滑に行えること。 挿入ゲージの挿入及び取出しが円滑に行えること。
		使用済燃料貯蔵ラック（25体）	試験用収納缶を用いて貯蔵する箇所の試験用収納缶の挿入及び取出しが円滑に行え支障のないことを確認する。	試験用収納缶の挿入及び取出しが円滑に行えること。

表－２　確認事項（使用済燃料収納缶（小及び大））

確認項目		確認内容	判定基準
材料確認		実施計画に記載されている主な材料について確認する。	実施計画の通りであること。
構造確認	寸法確認	実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	寸法が許容範囲内であること。
	外観確認	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。

表－３　３号機燃料取り出し時における確認事項（使用済燃料収納缶（大）吊具）

確認項目		確認内容	判定基準
構造確認	外観確認	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
	据付確認	組み立てた状態における据付状態を確認する。	ワイヤーロープ等により吊具と天井クレーンの主巻フックが取り付けられていること。
機能確認	取扱確認	単一故障において使用済燃料収納缶（大）を落下させないことを確認する。	動力源（空気）が喪失した場合においても使用済燃料収納缶（大）を保持し続けること。

表－４　２号機燃料取り出し時における確認事項（使用済燃料収納缶（大）吊具）

確認項目		確認内容	判定基準
構造確認	外観確認	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
	据付確認	組み立てた状態における据付状態を確認する。	ワイヤーロープ等により吊具と２号機燃料取扱機又は吊具と共用プール天井クレーンの主巻フックが取り付けられていること。
機能確認	取扱確認	駆動源喪失時において使用済燃料収納缶（大）を落下させないことを確認する。	動力源（空気）が喪失した場合においても使用済燃料収納缶（大）を保持し続けること。

2.13　使用済燃料乾式キャスク仮保管設備

2.13.1　基本設計

2.13.1.1　設置の目的

使用済燃料輸送容器保管建屋（以下,「キャスク保管建屋」という。）には現在（平成24年12月時点）9基（中型4基，大型5基）の使用済燃料乾式貯蔵容器（以下,「乾式貯蔵キャスク」という。）にて408体の使用済燃料を貯蔵している。しかしながら，キャスク保管建屋は継続して使用することが困難な状況にあることから，9基の乾式貯蔵キャスクをキャスク保管建屋から搬出し，使用済燃料乾式キャスク仮保管設備（以下,「キャスク仮保管設備」という。）に保管することを目的とする。

また，使用済燃料共用プール（以下,「共用プール」という。）に，1～4 号機原子炉建屋内の使用済燃料プールに貯蔵中の使用済燃料及び新燃料，5,6 号機原子炉建屋内の使用済燃料プールに貯蔵中の使用済燃料及び新燃料を除く炉内燃料（合計 5,936 体)の受け入れを計画している。この受け入れ準備として共用プールの空き容量を確保するため，共用プールに貯蔵中で健全性が確認された使用済燃料を乾式貯蔵キャスク及び使用済燃料輸送貯蔵兼用容器（以下,「輸送貯蔵兼用キャスク」という。また，乾式貯蔵キャスクと輸送貯蔵兼用キャスクを総じて「乾式キャスク」という。）に装填し，キャスク仮保管設備に保管することを目的とする。

2.13.1.2　要求される機能

(1)　原則,「発電用軽水型原子炉施設に関する安全設計審査指針」指針 49 から 50 に適合すること。

(2)　「原子力発電所内の使用済燃料の乾式キャスク貯蔵について」を参照すること。

(3)　適切と考えられる設計用地震力に耐えられる設計であること。

(4)　乾式キャスクの落下防止対策，乾式キャスク相互の衝突防止等の適切な対策が講じられていること。

(5)　被災した既設乾式貯蔵キャスク（９基）については，乾式貯蔵キャスクとして必要な機能（除熱，密封，遮蔽，臨界防止機能及び構造強度）が確保されていることを確認するとともに，収納されている使用済燃料の健全性を確認すること。

2.13.1.3　設計方針

キャスク仮保管設備は，乾式キャスク及びこれを収納するキャスク仮保管構築物，揚重機，監視装置，障壁等で構成し，使用済燃料が核分裂性物質及び核分裂生成物等を内包し，放射線を発生し，崩壊熱を伴うことを考慮し，周辺公衆及び放射線業務従事者の安全を守る観点から，以下に示すとおり，除熱，遮蔽，密封及び臨界防止の安全機能を有する設計とするとともに，必要な構造強度を有する設計とする。

また，増設する輸送貯蔵兼用キャスク 30 基については，既存の実用発電用原子炉及

びその附属施設を参考にしつつ，合理的に対応可能な範囲で，「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置，構造及び設備の基準に関する規則の解釈別記 4」（以下，「設置許可基準規則の解釈別記 4」という。）」についても考慮した設計とする。

(1)　除熱機能

乾式キャスク及びキャスク仮保管構築物について，使用済燃料の健全性及び安全機能を有する構成部材の健全性が維持できるように，使用済燃料の崩壊熱を適切に除去できる設計とする。

(2)　密封機能

乾式キャスクについて，周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込める設計とする。

(3)　遮蔽機能

乾式キャスク及びキャスク仮保管構築物について，周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料の放射線を適切に遮蔽する設計とする。

(4)　臨界防止機能

乾式キャスク及びキャスク仮保管構築物について，想定されるいかなる場合にも，使用済燃料が臨界に達することを防止できる設計とする。

(5)　構造強度

乾式キャスク及びキャスク仮保管構築物について，除熱機能，密封機能，遮蔽機能，臨界防止機能を維持するために必要な構造強度を有する設計とする。

(6)　落下防止対策

キャスク仮保管設備は，乾式キャスクの落下防止及び乾式キャスク相互の衝突防止等の適切な対策を講ずる。

(7)　耐震性

キャスク仮保管設備は，「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和 4 年 11 月 16 日原子力規制委員会了承 令和 5 年 6 月 19 日一部改訂）」を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に対し(1)～(4)に示す安全機能が維持される設計とする。また，上記で定めた耐震クラスに応じて設置許可基準規則の解釈別記 4 についても考慮した設計とする。

ただし，令和 4 年 11 月 16 日以前に認可された設備については，基準地震動 Ss（最大加速度 600gal）を考慮しても，(1)～(4)に示す安全機能が維持される設計とする。

2.13.1.4　供用期間中に確認する項目

(1)　乾式キャスクの表面温度に異常がないこと

(2)　乾式キャスクの蓋間圧力に異常がないこと

2.13.1.5　主要な機器

(1)　乾式キャスク

キャスク仮保管設備において，乾式キャスクは既存設計のものを使用する。乾式キャスクは，貯蔵容器本体，蓋部，バスケット等で構成され，これらの部材は，設計貯蔵期間※における放射線照射影響，腐食，クリープ，疲労，応力腐食割れ等の経年変化に対して十分信頼性を有する材料を選定し，その必要とされる強度，性能を維持し，必要な安全機能を失うことのないように設計されている。

また，乾式キャスクには，使用済燃料プールまたは共用プールで所定の期間以上冷却され，かつ運転中のデータ，シッピング検査等により健全であることを確認した使用済燃料を使用済燃料プール内あるいは共用プール内で装填し，排水後内部にはヘリウムガスを封入する。ヘリウムガスは，冷却媒体であるとともに燃料被覆管の腐食を防止する。

※：設計貯蔵期間は，乾式貯蔵キャスク：40 年，輸送貯蔵兼用キャスク：50 年である。

(2)　コンクリートモジュール

仮保管する乾式キャスク１基毎にこれを覆うコンクリートモジュールを設置する。壁面下部に給気口を，上部に排気口を設けることで，乾式キャスクからコンクリートモジュール内空気に伝達された使用済燃料の崩壊熱をモジュール内の自然対流により大気へ拡散する。

(3)　監視装置

キャスク仮保管設備には，乾式キャスクの一次蓋，二次蓋間の圧力を監視することにより密封機能を監視する密封監視装置と，乾式キャスク表面の温度を監視することにより乾式キャスクの除熱機能を監視する表面温度監視装置を設置する。

また，過度の放射線レベル上昇が確認できるエリア放射線モニタを設置する。

(4)　クレーン

キャスク仮保管設備内で乾式キャスク及びコンクリートモジュールの据付ができるクレーンを設置する。乾式キャスクの落下防止対策として，ワイヤーロープ，ブレーキを２重化し，電源喪失時には直ちにブレーキが作動し，ドラムの空転による荷の落下を防止する設計とする。

(5)　電源

キャスク仮保管設備の電源は，所内共通M／Ｃ１Ａ及び１Ｂからそれぞれ受電している多核種除去設備変圧器盤（Ａ）及び（Ｂ）の２系統より受電しており，いずれからも受電可能な構成である。

2.13.1.6　自然災害対策等

(1)　津波

キャスク仮保管設備は，発電所構内の高台（T.P. 約 38m）に位置するグラウンドに設置することから，津波の影響を受けることはない。

(2)　火災

火災の発生が考えられる箇所について，火災の早期検知につとめるとともに，消火器を設置することで初期消火を可能にし，火災により安全性を損なうことのないようにする。

また，増設する輸送貯蔵兼用キャスク 30 基については，想定される外部火災である森林火災，産業施設の火災・爆発及び航空機落下による火災の影響を評価し，それに耐えられる設計とする。

(3)　台風・竜巻

乾式キャスクは基礎に据え付けられ，コンクリートモジュールの中に保管されているため，台風・竜巻の影響を受けない。

また，増設する輸送貯蔵兼用キャスク 30 基については，過去に発生した竜巻の最大風速に不確かさを考慮して 100m/s と設定し，竜巻荷重，飛来物及び竜巻随伴事象に耐えられる設計とする。

(4)　地震及び上記以外に想定される自然現象

キャスク仮保管設備は，想定される自然現象（洪水，高潮，凍結等）により安全性を損なうことのないようにする。

(5)　環境条件

乾式キャスクの除熱機能，密封機能，遮蔽機能，臨界防止機能及びコンクリートモジュールの除熱機能については，保守的な環境条件にて設計を行っている。またその他の経年的な影響についても，監視や定期的な巡視点検等を行うことで劣化等の早期発見に努め，機能維持を図る。

また，キャスク仮保管設備に保管する乾式貯蔵キャスクのうち，津波により一時的に水没したとみられるキャスク保管建屋に保管している既設９基については，必要な点検

や消耗品の交換を行ったうえで，キャスク仮保管設備に搬入し，他の乾式キャスクと同様に管理する。

2.13.1.7　構造強度及び耐震性

(1)　構造強度

a．乾式キャスク及び支持架台

乾式キャスク及び支持架台については，JSME 設計・建設規格の分類に基づく設計とする。

b．コンクリートモジュール

コンクリートモジュールについては，建築基準法に基づく設計とする。

c．クレーン

クレーンについては，クレーン構造規格に基づく設計とする。

d．コンクリート基礎

キャスク支持架台に作用する力を支持するとともに，これを固定する固定ボルトの引抜き力が許容引抜き力を下回り，基礎の傾斜が許容傾斜量を下回る設計とする。

(2)　耐震性

a．乾式キャスク及び支持架台

乾式キャスクについては，「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方(令和 4 年 11 月 16 日原子力規制委員会了承 令和 5 年 6 月 19 日一部改訂)」を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，耐震設計上の区分を行うとともに，設置許可基準規則の解釈別記 4 も考慮して適切と考えられる設計用地震力に対し，乾式キャスクの安全機能を維持するために必要な構造強度を有する設計とする。また，設置許可基準規則の解釈別記 4 を踏まえ，周辺施設の波及的影響によって，乾式キャスクの安全機能を損なわない設計とする。

ただし，令和 4 年 11 月 16 日以前に認可された設備については，基準地震動 Ss（最大加速度 600gal）に対し，乾式キャスクの安全機能を維持するために必要な構造強度を有する設計とする。

支持架台については，「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和 4 年 11 月 16 日原子力規制委員会了承 令和 5 年 6 月 19 日一部改訂)」を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に対し，支持架台の支持機能を維持するために必要な構造強度を有する設計及び乾式キャスクを落下・転倒させコンクリートモジュールの遮蔽機能に波及的影響を与えない設計とする。

ただし，令和4年11月16日以前に認可された設備については，基準地震動Ss（最大加速度600gal）に対し，乾式キャスクを落下・転倒させない設計とする。

b．コンクリートモジュール

「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和4年11月16日原子力規制委員会了承 令和5年6月19日一部改訂）」を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に対し，コンクリートモジュールの遮蔽機能を維持するために必要な構造強度を有する設計とする。

ただし，令和4年11月16日以前に認可された設備については，基準地震動Ss（最大加速度 600gal）に対し，建築基準法及び国土交通省告示に基づくとともに，倒壊等により，乾式キャスクの安全機能に波及的影響を与えない設計とする。

c．クレーン

「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和4年11月16日原子力規制委員会了承 令和5年6月19日一部改訂）」を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に対し，クレーンの運搬機能を維持するために必要な構造強度を有する設計及び転倒・倒壊・逸走等により，コンクリートモジュールの遮蔽機能に波及的影響を与えない設計とする。

また，基準地震動Ss（最大加速度600gal）に対し，JSME設計・建設規格に基づくとともに，転倒・倒壊・逸走等により，乾式キャスクの安全機能に波及的影響を与えない設計とする。

d．コンクリート基礎

「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和4年11月16日原子力規制委員会了承 令和5年6月19日一部改訂）」を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に対し，コンクリート基礎の支持機能を維持するために必要な構造強度を有する設計並びに支持架台とコンクリートモジュールを支持するとともに，これらを固定する固定ボルトの引抜きに抵抗すること及び基礎の傾斜によりクレーンの転倒，倒壊などが生じない設計とする。

e．監視装置

「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和4年11月16日原子力規制委員会了承 令和5年6月19日一部改訂）」を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公

衆被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に対し，監視装置の監視機能を維持するために必要な構造強度を有する設計とする。

2.13.1.8　異常時の措置

乾式キャスクの蓋間圧力及び温度は免震重要棟にて監視でき，万一，蓋間圧力が設定値まで低下した場合や表面温度が設定値まで上昇した場合には免震重要棟に設置した監視装置にて警報が確認できる。

警報確認後に現場確認を行い状況に応じた対処を行う。また，必要に応じ乾式キャスクを共用プールまで運搬し，共用プールにて必要な措置を行う。

2.13.2　基本仕様

2.13.2.1　主要仕様

(1)乾式キャスク仮保管設備

表２．１３－１　乾式キャスク仮保管設備仕様

項目	仕様	
エリア	約 121m×約 80m	
保管対象物	乾式貯蔵キャスク	輸送貯蔵兼用キャスク
保管容量	20 基	75 基

(2)乾式キャスク

表２．１３－２　乾式貯蔵キャスク仕様

項目	乾式貯蔵キャスク（中型）	乾式貯蔵キャスク（大型）
重量（ｔ） (燃料を含む)	約 96	約 115
全長（m）	約 5.6	約 5.6
外径（m）	約 2.2	約 2.4
収納体数（体）	37	52
基数（基）	4（既設） 8（増設）	5（既設） 3（増設）
収納可能燃料	8×8 燃料（燃焼度 30,000MWd/t 以下） 新型 8×8 燃料（燃焼度 33,500MWd/t 以下） 新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料（燃焼度 36,500MWd/t 以下） 冷却期間 4 年以上（既設 9 基）※ 冷却期間 13 年以上（増設 11 基）	

※既設 9 基の乾式貯蔵キャスク内に収納している使用済燃料を取り出し，共用プールで貯蔵している使用済燃料と入れ替える場合，冷却期間 13 年以上の燃料を収納する。

表２．１３－３　輸送貯蔵兼用キャスク仕様

項目	輸送貯蔵兼用キャスクＢ
重量（ｔ） (燃料を含む)	約 119
全長（m）	約 5.3
外径（m）	約 2.5
収納体数（体）	69
基数（基）	45※1
収納可能燃料※2	新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料 平均燃焼度 34,000MWd/t 以下 最高燃焼度 40,000MWd/t 以下 冷却期間 18 年以上

※1 うち 8 基の仕様は，使用済燃料貯蔵施設に関する設計及び工事の方法の認可申請書（平成 22 年 11 月 リサイクル燃料貯蔵株式会社）及び使用済燃料貯蔵施設に関する設計及び工事の方法の認可申請書　添付書類の一部補正について（平成 22 年 12 月 リサイクル燃料貯蔵株式会社）により，37 基の仕様は，使用済燃料貯蔵施設に関する設計及び工事の方法の認可申請書(平成 24 年 10 月 リサイクル燃料貯蔵株式会社)及び使用済燃料貯蔵施設に関する設計及び工事の方法の認可申請書　添付書類の一部補正について（平成 25 年 10 月　リサイクル燃料貯蔵株式会社）による。

なお，これら 45 基は同一設計であり，福島第一原子力発電所構内専用として使用する。

※2 燃焼度や燃料タイプに応じて，以下の図書に基づき収納物の配置制限を行う。

・輸送貯蔵兼用キャスクＢ：核燃料輸送物設計承認申請書(HDP-69B 型)
(平成 22 年 8 月 23 日申請　東京電力株式会社)

表２．１３－４　輸送貯蔵兼用キャスク（増設）仕様

項目	輸送貯蔵兼用キャスクＢ※1
重量（ｔ） (燃料を含む)	約 119
全長（ｍ）	約 5.3
外径（ｍ）	約 2.5
収納体数（体）	69
基数（基）	30※2
収納可能燃料※3	新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料，高燃焼度 8×8 燃料 配置（ｉ） 平均燃焼度 34,000MWd/t 以下 最高燃焼度 40,000MWd/t 以下 冷却期間 18 年以上 配置（ⅱ） 平均燃焼度 40,000MWd/t 以下 最高燃焼度 48,000MWd/t 以下 冷却期間 22 年以上 新型 8×8 燃料 配置（ⅲ） 平均燃焼度 29,000MWd/t 以下 最高燃焼度 34,000MWd/t 以下 冷却期間 28 年以上

※1 増設する輸送貯蔵兼用キャスク 30 基への燃料装填については，収納する燃料配置に応じた設計承認の取得及び容器承認相当の品質確認をもって実施することとする。

※2 使用済燃料貯蔵施設に係る特定容器等の設計の型式証明申請書（平成 29 年 11 月 日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社），使用済燃料貯蔵施設に係る特定容器等の設計の型式証明申請書　本文及び添付資料の一部補正について（平成 30 年 7 月 日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）及び使用済燃料貯蔵施設に係る特定容器等の設計の型式証明申請書　本文及び添付資料の一部補正について（平成 30 年 12 月 日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）による。

なお，これら 30 基は既設と同一設計であり，福島第一原子力発電所構内専用として使用する。

※3 燃焼度や燃料タイプに応じて，以下の図書に基づき収納物の配置制限を行う。

・輸送貯蔵兼用キャスクＢ：

使用済燃料貯蔵施設に係る特定容器等の設計の型式証明申請書

（平成 29 年 11 月　日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）

使用済燃料貯蔵施設に係る特定容器等の設計の型式証明申請書　本文及び添付資料の一部補正について
（平成 30 年 7 月　日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）
使用済燃料貯蔵施設に係る特定容器等の設計の型式証明申請書　本文及び添付資料の一部補正について
（平成 30 年 12 月　日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）
型式設計特定容器等の型式指定申請書
（令和元年 5 月　日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）
使用済燃料貯蔵施設に係る型式設計特定容器等の型式指定申請書　本文及び添付書類の一部補正について
（令和 3 年 6 月　日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）

(3) コンクリートモジュール

表２．１３－５　コンクリートモジュール仕様

項目		仕様	
名称		コンクリートモジュール	
保管対象物		乾式貯蔵キャスク	輸送貯蔵兼用キャスク
数量		20 基	75 基
主要寸法	長手	約 7300mm	約 7100mm
	短手	約 4680mm	約 4680mm
	高さ	約 4000mm	約 4000mm
	板厚	約 200mm	約 200mm
構造		鉄筋コンクリート構造	

(4)クレーン

表２．１３－６　クレーン仕様

項目	仕様
型式	門型クレーン
数量	1 基
定格荷重	主巻　150t 補巻　20t
揚程	主巻　9.0m 補巻　11.3m

(5)監視装置

表２．１３－７　圧力・温度監視装置仕様

項目	仕様	
名称	蓋間圧力検出器	温度検出器
検出器の個数	2 個/基	1 個/基
計測対象	蓋間圧力	外筒表面温度
取付箇所	二次蓋	外筒表面
計測範囲	50～500kPa abs.	-20～160℃

表２．１３－８　放射線監視装置仕様

項目	仕様
名称	エリア放射線モニタ
基数	8 基
種類	半導体検出器
取付箇所	設備敷地内
検出高さ	基礎から 600㎜以上 1800㎜以下
計測範囲	$10^{-1}\,\mu$Sv/h～$10^{5}\,\mu$Sv/h

2.13.3　添付資料

添付資料－１　設備概略図

添付資料－２　評価の基本方針

添付資料－２－１　評価の基本方針（既設 65 基※1）

添付資料－２－２　評価の基本方針（増設 30 基※2）

添付資料－３　構造強度及び耐震性について

添付資料－３－１　構造強度及び耐震性について（既設 65 基※1）

添付資料－３－２　構造強度及び耐震性について（増設 30 基※2）

添付資料－４　安全評価について

　添付資料－４－１　安全評価について（既設 65 基※1）

　添付資料－４－２　安全評価について（増設 30 基※2）

添付資料－５　安全対策について

添付資料－６　管理・運用について

添付資料－７　工事工程表

添付資料－８　キャスク保管建屋及び既設 9 基乾式貯蔵キャスクの現在の設備状況並びに既設 9 基乾式貯蔵キャスクの健全性について

添付資料－９　既設 9 基乾式貯蔵キャスクのキャスク保管建屋からの搬出について

添付資料－１０　キャスク仮保管設備クレーンレーン間移動時の転倒について

添付資料－１１　キャスク仮保管設備に係る確認事項について

※1 既設 65 基とは，乾式貯蔵キャスク 20 基及び輸送貯蔵兼用キャスク（既設）45 基とする。

※2 増設 30 基とは，輸送貯蔵兼用キャスク（増設）30 基とする。

構造強度及び耐震性について（増設 30 基）

1　構造強度

1.1　輸送貯蔵兼用キャスク

輸送貯蔵兼用キャスク（増設 30 基）の構造強度は添付資料－３－１「1.1　乾式キャスクの構造強度　(2)　輸送貯蔵兼用キャスク B」と同一であり，本設備で要求される構造強度を有している。

1.2　輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台

輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の構造強度は添付資料－３－１「1.1　乾式キャスクの構造強度　(3)　輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台」と同一であり，本設備で要求される構造強度を有している。

1.3　輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール

輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュールの構造強度は添付資料－３－１「1.2　コンクリートモジュールの構造強度　(2)　輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール」と同一であり，本設備で要求される構造強度を有している。

1.4　クレーン

クレーンの構造強度は添付資料－３－１「1.3　クレーンの構造強度」と同一であり，本設備で要求される構造強度を有している。

1.5　コンクリート基礎

(1)　評価方針

長期荷重時のコンクリート基礎に対する要求性能は，キャスク支持架台とコンクリートモジュールを支持するとともに，基礎の傾斜がクレーンの許容傾斜量を下回ることである。ここでは，コンクリート基礎の構造強度評価を行い，基礎が要求性能を有していることを確認する。

評価の方法は，長期荷重時に対する梁モデルによる構造計算を行い，コンクリート基礎の応力度の照査，改良地盤強度の照査，地盤の支持力度の照査を行うこととする。

1.5.1　キャスク仮保管設備コンクリート基礎，コンクリート支持架台の構造計画

(1)　コンクリート基礎

1)　コンクリート基礎平面構造

コンクリート基礎の平面図を図１．５－１に示す。

コンクリート基礎は，南北約 80m，東西約 121m の鉄筋コンクリート構造物であり，大きく西側の既設基礎(南北約 80m，東西約 96m)と，拡張基礎(南北約 80m，東西約 25m)が存在し，両者は幅約 40mm の目地によって構造上分離されている。

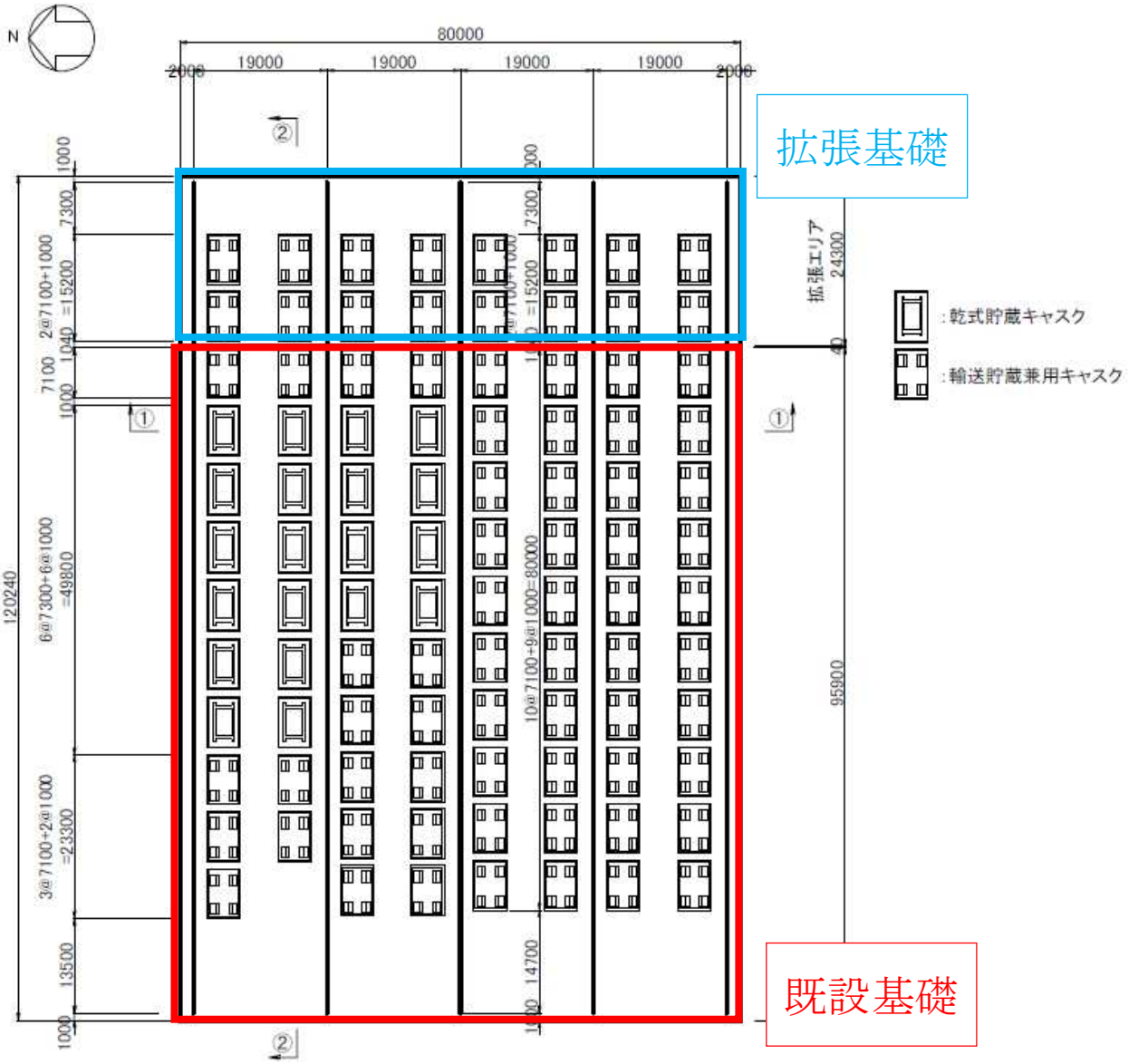


図１．５－１　コンクリート基礎平面図

2)　コンクリート基礎断面構造

コンクリート基礎厚図を図１．５－２に，断面図を図１．５－３，図１．５－４に示す。

コンクリート基礎厚は場所によって異なり，基本的に 0.8m(輸送貯蔵兼用キャスク部)，1.0m(乾式貯蔵キャスク部)，1.8m(クレーンレール部)となっている。

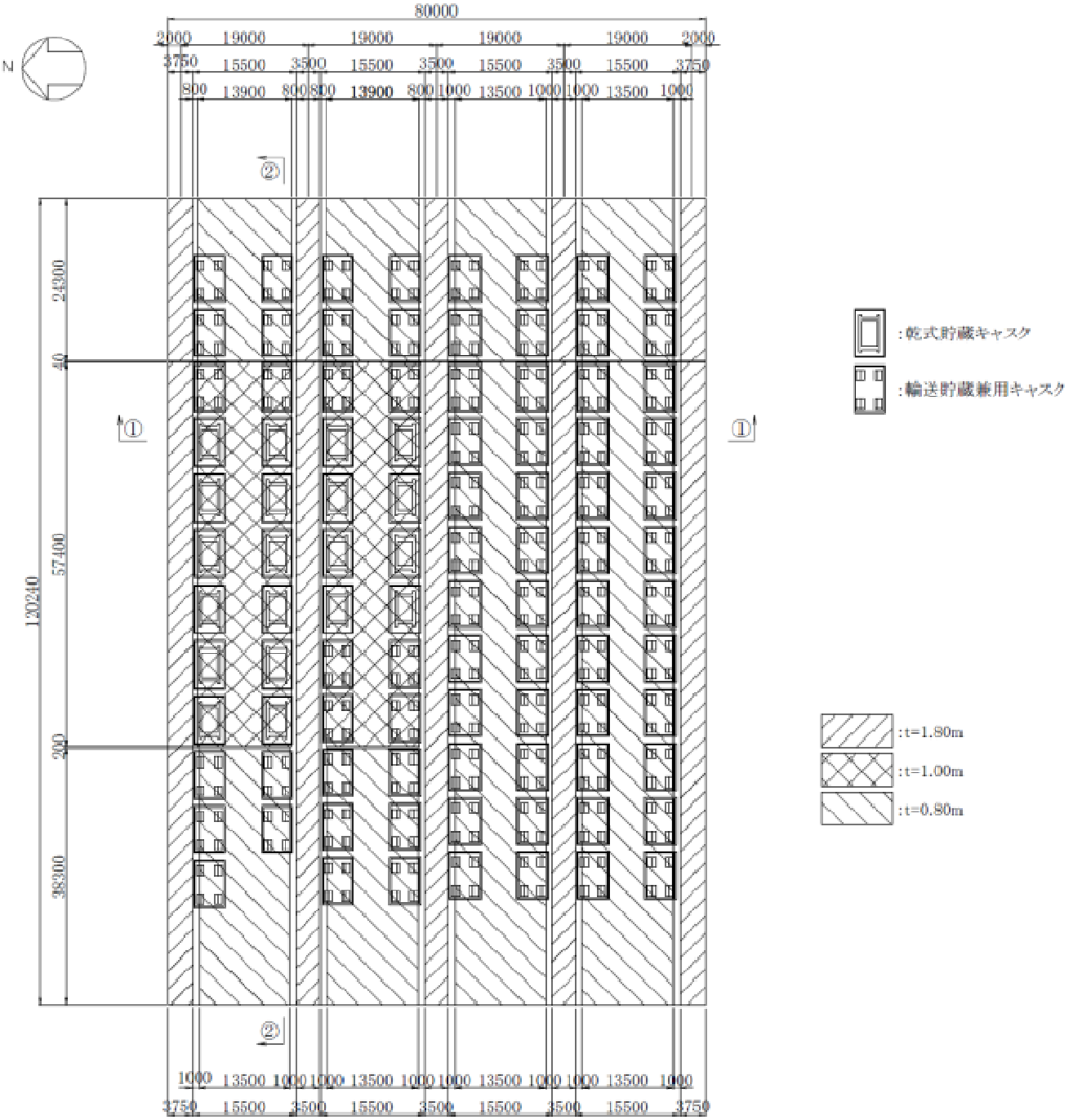


図１．５－２　コンクリート基礎厚図

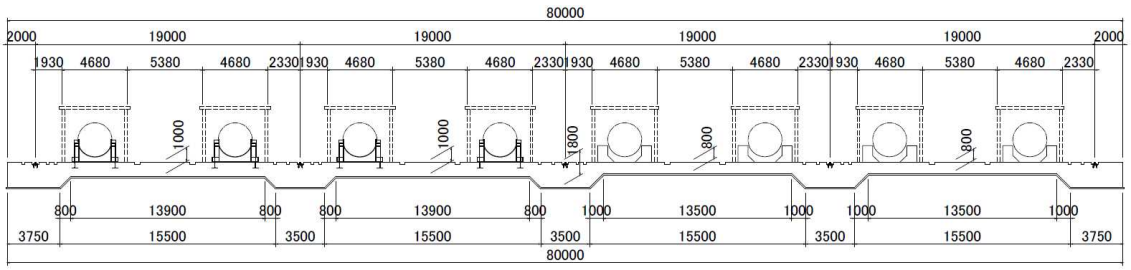


図１．５－３　コンクリート基礎断面図(①－①断面)

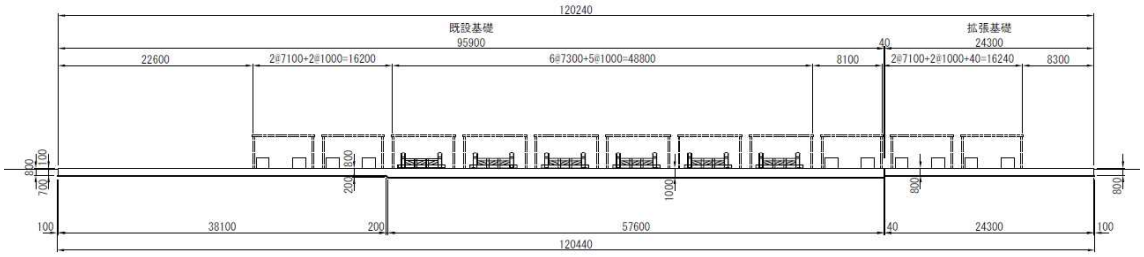


図１．５－４　コンクリート基礎断面図(②－②断面)

(2)　コンクリート支持架台

コンクリート支持架台は,南北方向約 720㎜(ハンチ部は 1220 ㎜），東西方向約 1500㎜,高さ約 1085㎜の鉄筋コンクリート構造物であり，4 脚で 1 つの兼用キャスクを，鋼製支持架台を介し，支持する構造物である。平面図を図１．５－５に，断面図を図１．５－６に示す。また，兼用キャスクとの位置関係を図１．５－７に示す。

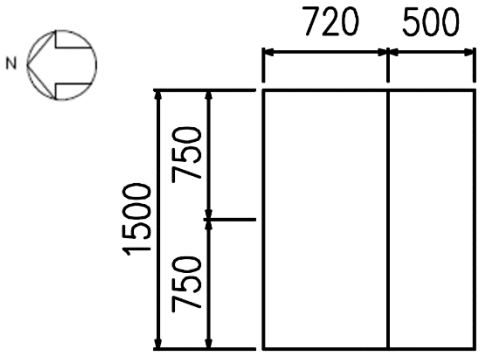


図１．５－５　コンクリート支持架台平面図

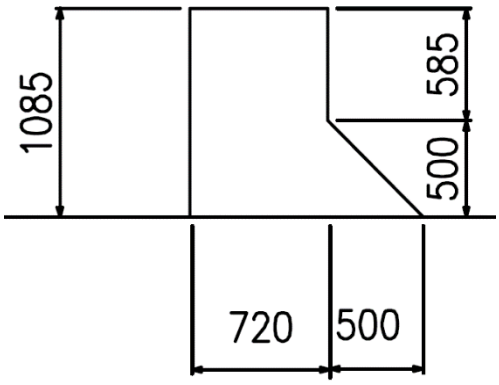


図１．５－６　コンクリート支持架台断面図(NS 断面)

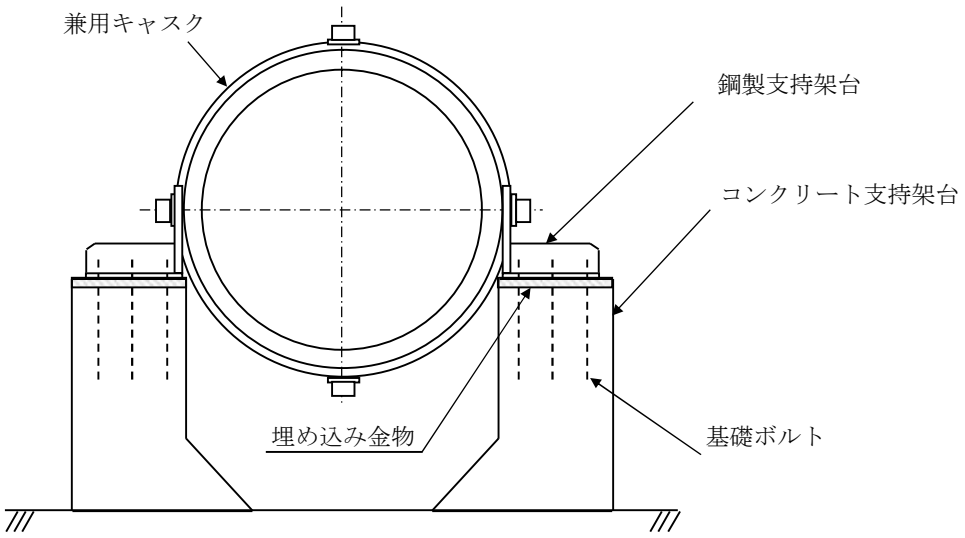


図１．５－７　コンクリート支持架台と兼用キャスクの位置関係

キャスク仮保管設備の拡張に際しては，兼用キャスク 30 基分のコンクリート支持架台を増設する。コンクリート支持架台のうち 16 基は拡張基礎上に増設し，14 基については既設基礎上の空スペースに増設する。図１．５－８に既設基礎，拡張基礎及び増設する兼用キャスクの位置図を示す。

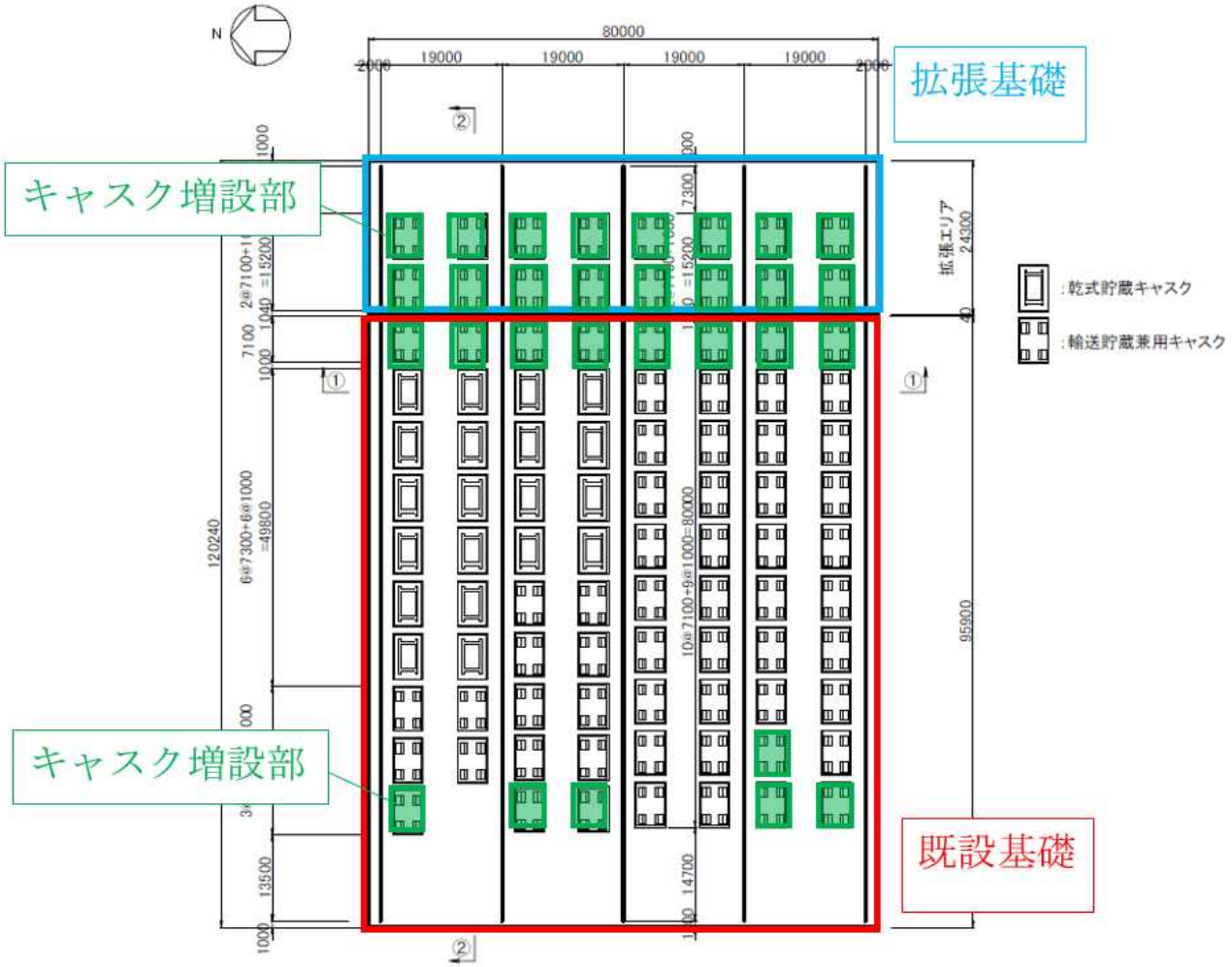


図１．５－８　既設基礎，拡張基礎及び増設キャスク位置図

(3)　改良地盤

改良地盤は，南北方向約 83m，東西方向約 124m の広さのセメント改良土からなり，コンクリート基礎の支持地盤としている段丘堆積層(液状化が発生する可能性が低いとされる洪積層)の上部までを改良するものである。改良天端部は基礎下面に沿って起伏のある形状となっており，改良厚は約 2.1m～3.1m 程度である。改良工法は，浅層混合処理工法である。改良地盤の平面図を図１．５－９に，断面図を図１．５－１０と図１．５－１１に示す。

※「道路橋示方書・同解説 Ⅴ耐震設計編」では，液状化が生じる可能性のある土層は沖積層としている。

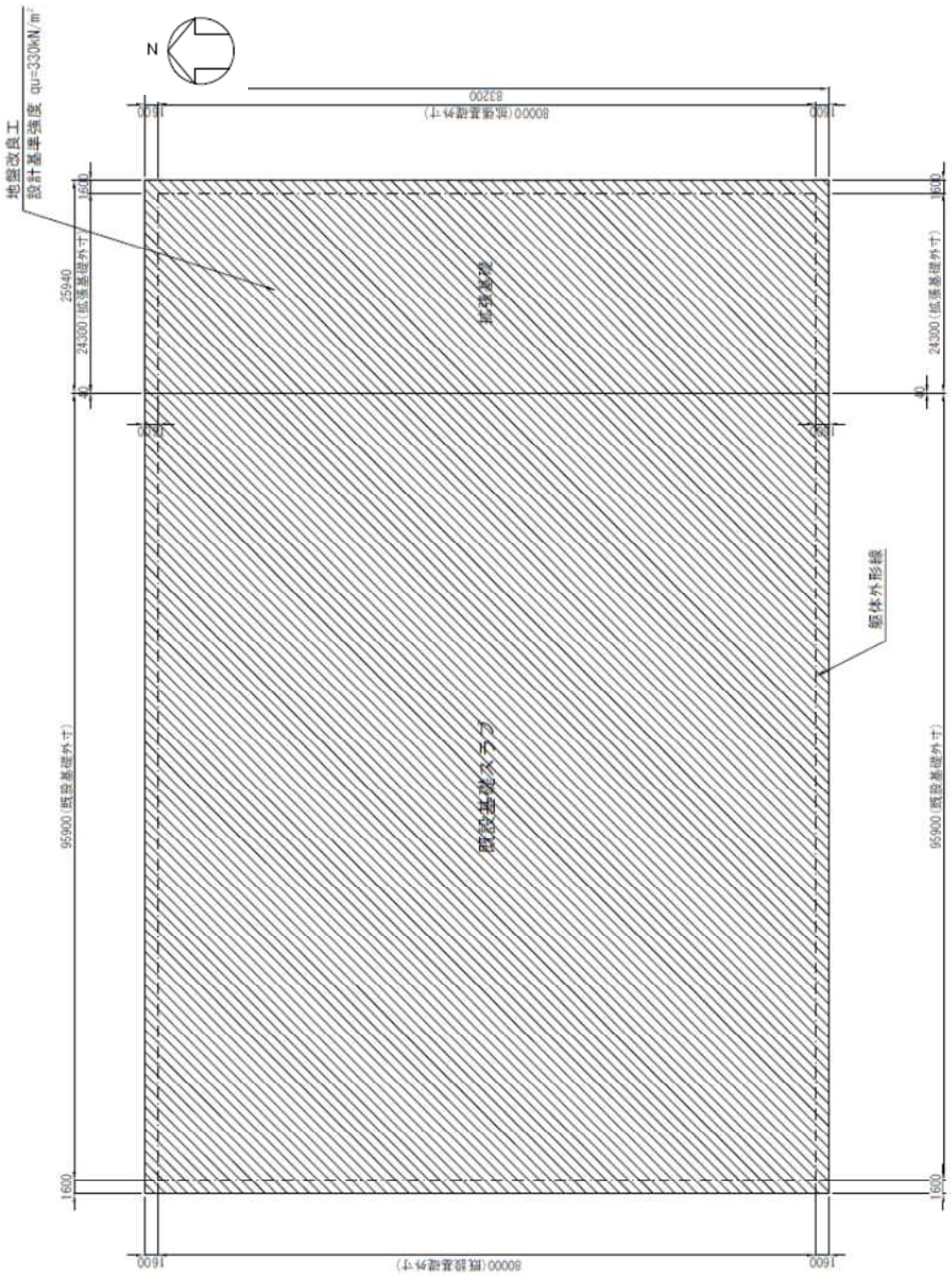


図１．５－９　改良地盤平面図

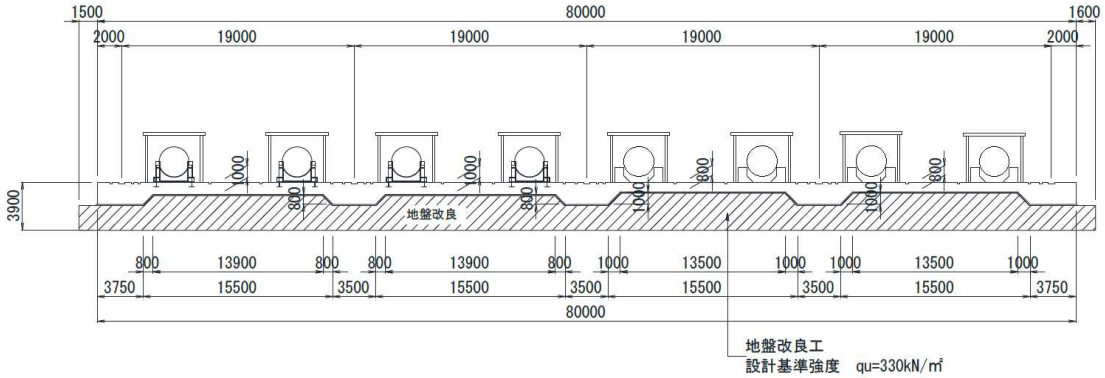


図１．５－１０　改良地盤断面図（NS 断面）

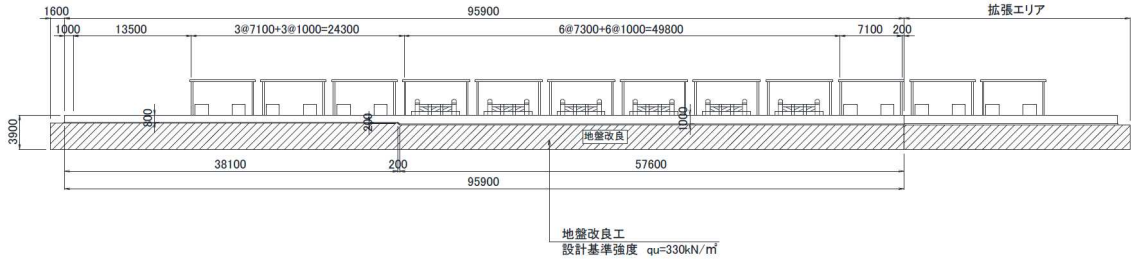


図１．５－１１　改良地盤断面図(EW 断面)

1.5.2　コンクリート基礎の構造強度評価フロー

コンクリート基礎の構造強度評価フローを図１．５－１２に示す。

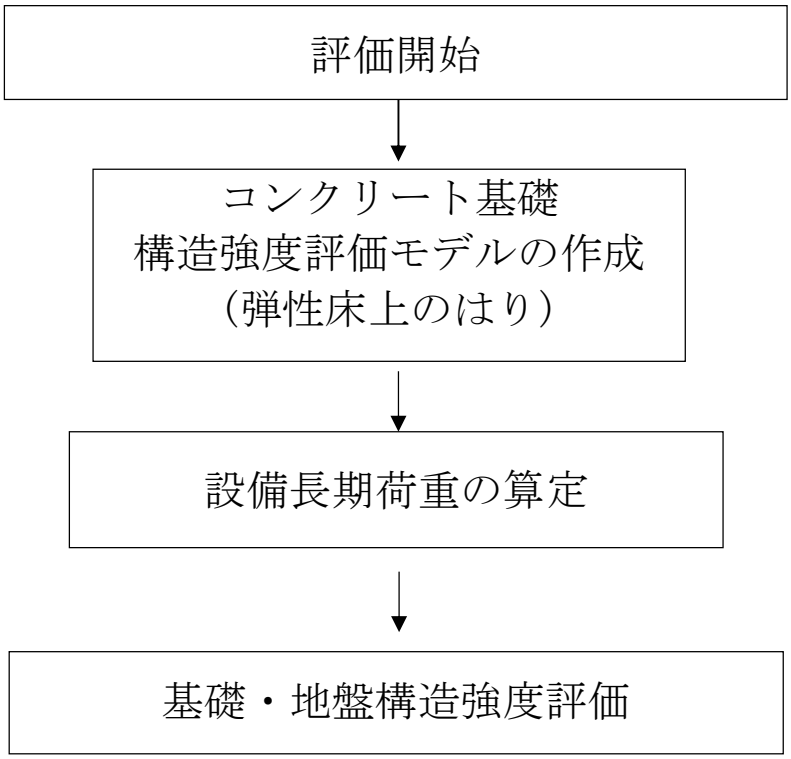


図１．５－１２　構造強度評価フロー

1.5.3　コンクリート基礎の構造強度評価

(1)　コンクリート基礎の構造強度評価の概要

1)　コンクリート基礎の評価手法

コンクリート基礎の評価手法としては，コンクリート基礎を 3 種類の弾性床上の梁としてモデル化し，それぞれに荷重を入力し，構造強度評価を行う。

評価対象断面については，既設基礎と拡張基礎で NS 断面がほぼ同一であること，表１．５－１の通り既設基礎の方が拡張基礎よりも機器等荷重が大きいことから，既設基礎の 3 断面をモデル化し評価対象とする。

表１．５－１　基礎面積と機器等の荷重

	基礎面積(m^2)	機器等荷重(kN)	面積当たり荷重(kN/m^2)
既設基礎	7672	157480	20.5
拡張基礎	1944	34145	17.6

検討タイプごとの概要を表１．５－２に，断面の位置を図１．５－１３に示す。

表１．５－２　検討タイプ概要

記号	検討タイプ	考慮する設備荷重	形状特性
A.	レール支持梁(EW 方向)	クレーン	幅 3.5m，厚 1.8m の一定形状
B.	NS 方向基礎	キャスク，クレーン，モジュール	厚 1.8m，1.0m，0.8m
C.	EW 方向基礎	キャスク，モジュール	厚 1.0m，0.8m

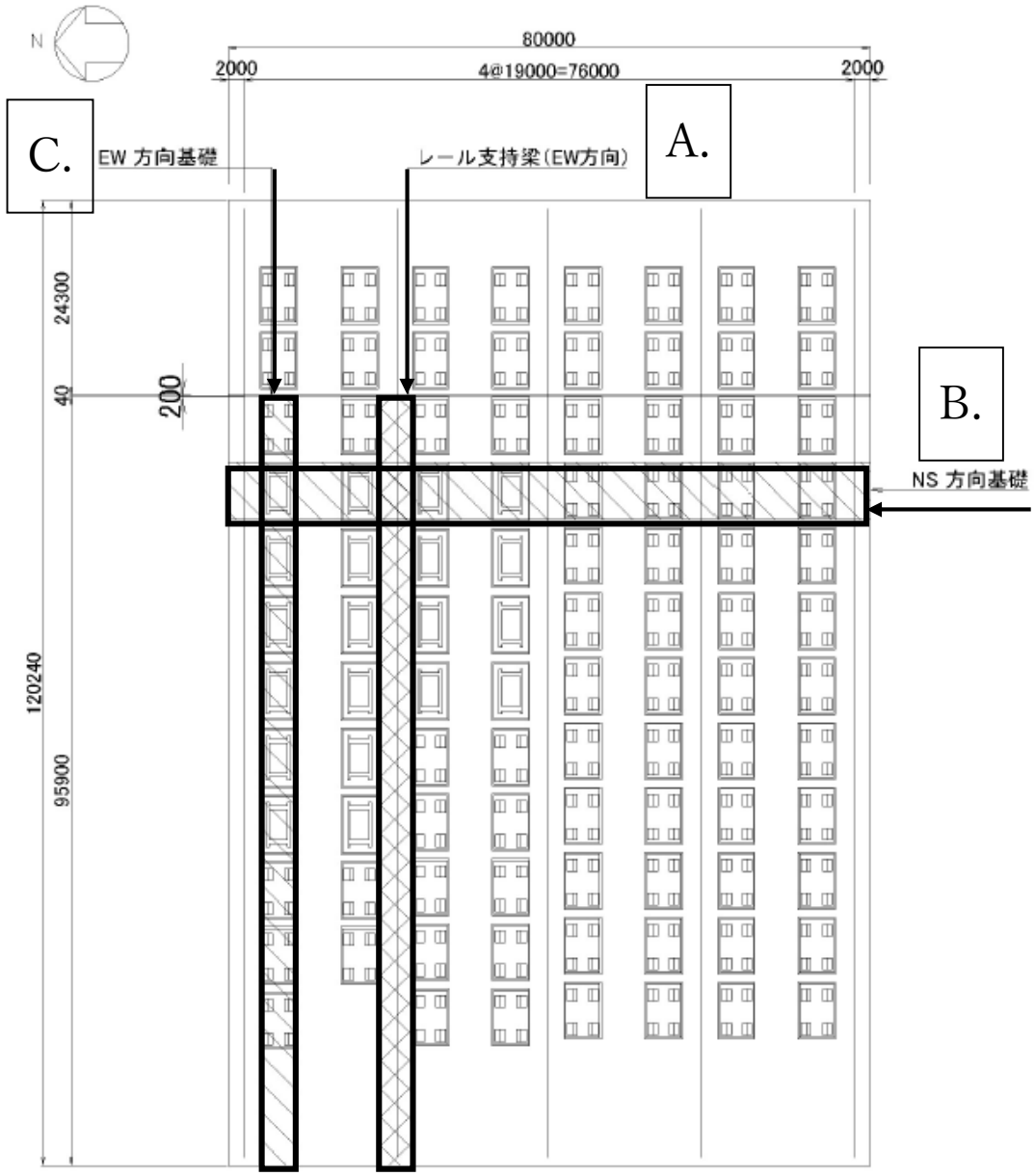


図１．５－１３　検討断面位置

2)　準拠規準

コンクリート基礎の評価は，以下の法規及び規準類に準拠して行う。

① 原子力発電所耐震設計技術規程　JEAC4601-2008　（社）日本電気協会
② 乾式キャスクを用いる使用済燃料中間貯蔵建屋の基礎構造の設計に関する技術規程 JEAC4616-2009　（社）日本電気協会
③ コンクリート標準示方書　設計編（2007）　（社）土木学会
④ コンクリート標準示方書　構造性能照査編（2002）　（社）土木学会
⑤ 原子力発電所屋外重要土木構造物の耐震設計に関する安全性照査マニュアル(1992) （社）土木学会
⑥ 原子力発電所屋外重要土木構造物の耐震性能照査指針・マニュアル（2005） （社）土木学会
⑦ 道路橋示方書・同解説　Ⅰ共通編　Ⅳ下部構造編　（社）日本道路協会（平成 14 年）
⑧ 道路橋示方書・同解説　Ⅰ共通編　Ⅴ耐震設計編　（社）日本道路協会（平成 14 年）

3) 使用材料及び許容応力度

使用材料の仕様，材料定数及び設計強度を表１．５－３及び表１．５－４に示す。

表１．５－３　コンクリートの材料定数，許容応力度及び鉄筋の許容応力度

コンクリートの材料定数

	記号	単位	長期
ヤング係数	E	(N/mm^2)	2.50×10^4
単位体積重量	γ	(kN/m^3)	24.0

コンクリートの仕様

	記号	単位	長期
設計基準強度	f'_{ck}	(N/mm^2)	24.00
許容圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm^2)	9.00
許容せん断応力度	τ_{a1}	(N/mm^2)	0.45

鉄筋の仕様

	記号	単位	長期
品質	-	-	SD345
降伏強度	f_{yd}	(N/mm^2)	345
使用径	-	-	D13～D32
許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm^2)	196

表１．５－４　改良地盤，支持地盤の地盤定数，許容応力度
並びにクレーンレールの許容傾斜量

改良地盤の地盤定数，設計強度

	記号	単位	設計強度
設計圧縮強度	${}_{ss}f_{sc}$	(kN/m^2)	548
設計基準強度	F_{sc}	(kN/m^2)	329
変形係数	E	(kN/m^2)	32900
許容圧縮応力度(長期)	f_{sc}	(kN/m^2)	110
許容せん断応力度(長期)	f_{ss}	(kN/m^2)	22
せん断強度	${}_{ss}f_{ss}$	(kN/m^2)	109.6

支持地盤の許容支持力度

	記号	単位	設計強度
許容支持力度	q_a	(kN/m^2)	667

クレーンの許容傾斜量

	記号	単位	長期
許容傾斜量	i	―	1/800

4)　地盤バネのバネ定数

弾性床を構成する地盤バネのバネ定数について，算定方法を示す。算定方法としては「道路橋示方書・同解説 Ⅳ下部構造編 平成 14 年　日本道路協会」をもとに，一軸圧縮試験から求めた地盤の変形係数を用いて，地盤バネ定数を算定している。具体的な算定方法を以下と表１．５－５～表１．５－７に示す。

$k_v = k_{vo} \cdot (Bv / 0.3)^{-3/4}$　道示Ⅳ P.255

$K_v = k_v \cdot B$

$K_s = 1/3 \cdot K_v$

ここに，

k_v　：　鉛直方向地盤反力係数（kN／m^3）

K_v　：　鉛直方向バネ定数（kN／m^2）

K_s　：　せん断バネ定数（kN／m^2）

Bv　：　基礎の換算載荷幅（m）

$Bv = \sqrt{(Av)} = \sqrt{(L_0 \cdot B_0)}$

B_0　：　載荷幅（m）

L_0　：　載荷奥行き（m）

Av　：　荷重作用方向に直交する基礎の載荷面積（m^2）

B　：　部材幅（m）

EI　：　基礎の曲げ剛性（kN／m^2）

k_{v0}　：　直径 0.3ｍの剛性円板による平板載荷試験の値に相当する鉛直方向地盤反力係数(kN／m^3)で，次式により求める。

$k_{vo} = 1/0.3 \cdot \alpha \cdot E_0$

E_0　：　地盤の変形係数（kN／m^2）

α　：　割増し係数で，表１．５－５により算出する。

表１．５－５　割増し係数

変形係数 E_0 の推定方法	地盤反力係数の推定に用いる係数 α	
	長期・暴風時	1/2Ss 地震時
直径 0.3ｍの剛体円板による平板載荷試験の繰返し曲線から求めた変形係数の 1/2	1	2
孔内水平載荷試験で測定した変形係数	4	8
供試体の一軸圧縮試験または三軸圧縮試験から求めた変形係数	4	8
標準貫入試験のＮ値より E_0＝2800N で推定した変形係数	1	2

E_0 を供試体の一軸圧縮試験または三軸圧縮試験から求めた変形係数により推定する場合

長期荷重　　α＝4

表１．５－６　地盤のバネ定数

項目	記号	単位	レール下部	ＮＳ方向基礎	ＥＷ方向基礎
載荷幅	B_0	(m)	80.00	95.90	80.00
載荷奥行き	L_0	(m)	95.90	80.00	95.90
基礎の載荷面積	Av	(m^2)	7672.00	7672.00	7672.00
基礎の換算載荷幅	Bv	(m)	87.59	87.59	87.59
E_0 推定時の係数	α	－	4	4	4
地盤の変形係数	E_0	(kN／m^2)	15688	15688	15688
直径 0.3m 相当の地盤反力係数	k_{v0}	(kN／m^3)	209173	209173	209173
鉛直方向地盤反力係数	k_v	(kN／m^3)	2961	2961	2961
部材幅	B	(m)	3.500	8.300	5.170
鉛直方向バネ定数	K_v	(kN／m^2)	10365	24580	15308
せん断バネ定数	K_s	(kN／m^2)	3455	8193	5103

表１．５－７　地盤の変形係数

層区分	層厚 h(m)	変形係数 E(kN/m^2)	変形係数についての備考
改良地盤	3.9	32,900	一軸圧縮強さより推定
礫混じり荒砂	1.35	7,000	N 値より推定(E=700N)
粘土混じり砂礫	5.43	14,700	N 値より推定(E=700N)
地盤の変形係数		15,688	上記 3 層の複合土層としてとらえ，$\frac{1}{\frac{E}{h}}=\frac{1}{\frac{E1}{h1}}+\frac{1}{\frac{E2}{h3}}+\frac{1}{\frac{E3}{h3}}$ より算出

(2)　EW 方向基礎のモデル化

コンクリート基礎の構造強度評価においては，基礎を弾性床上の梁としてモデル化を行う。モデル化する EW 方向基礎の種別を，図１．５－１４に示す。

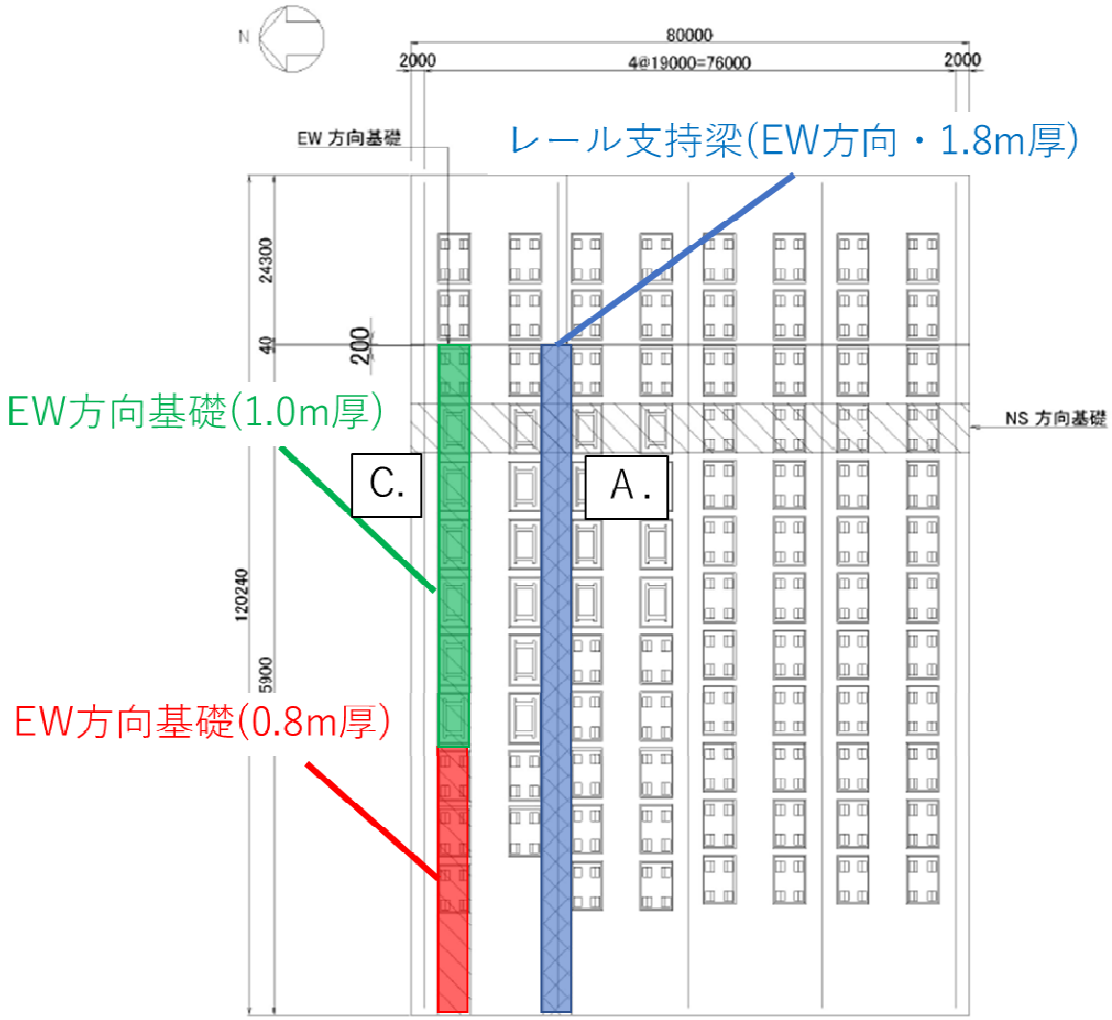


図１．５－１４　EW 方向モデル化部分平面図

EW 方向には 3 種類の梁が存在する。EW 方向梁の配筋図と，断面のモデル化イメージを図１．５－１５～図１．５－１９に，モデル化に際しての地盤バネとの位置関係を図１．５－２０～図１．５－２１に示す。

レール支持梁についてはレールピットや排水溝による断面欠損部が存在するため，図１．５－１６のように同じ面積のＴ字梁としてモデル化を行う。基礎部はレール支持梁との接続部に厚みがある構造となっているが，図１．５－１７のように重量のみ考慮し，構造としては見込まない形でモデル化を行った。

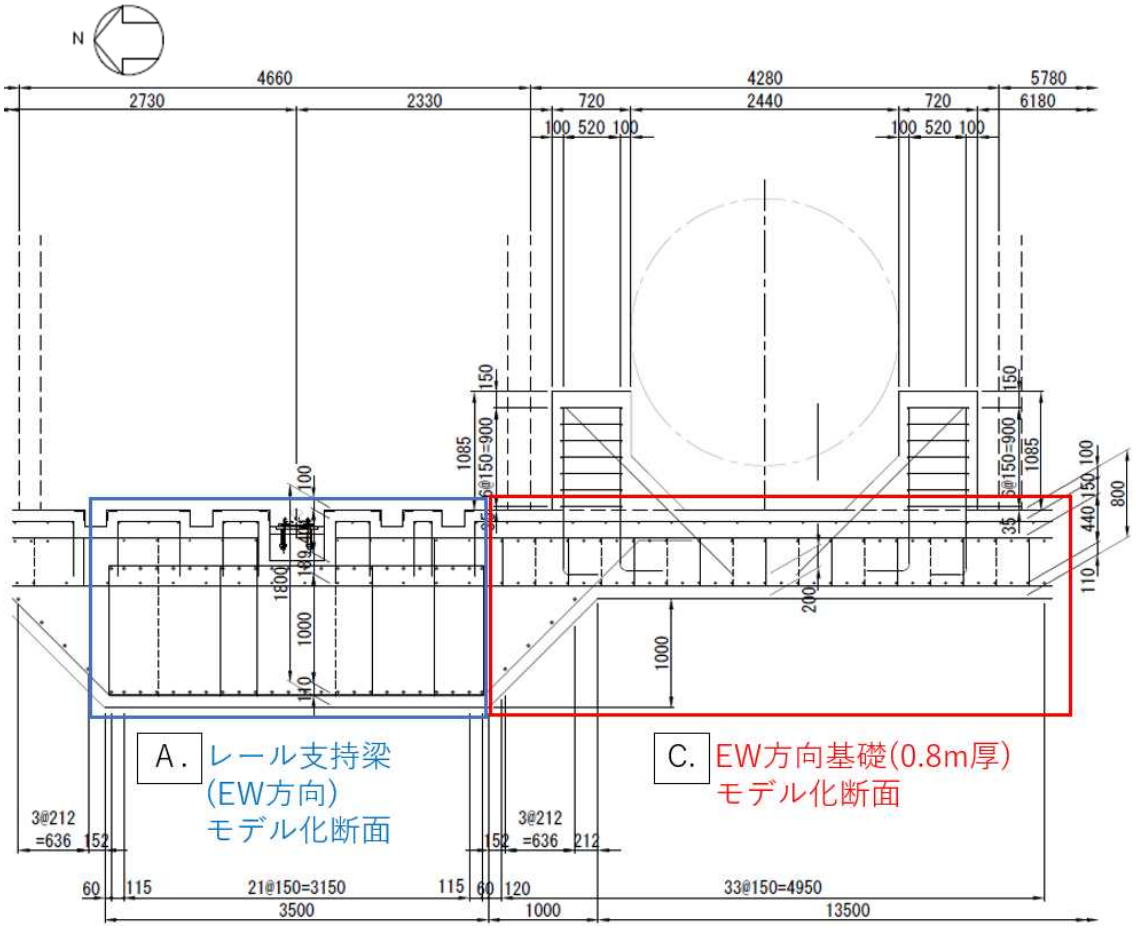


図１．５－１５　EW 方向モデル化部分断面図(0.8m 基礎・レール)

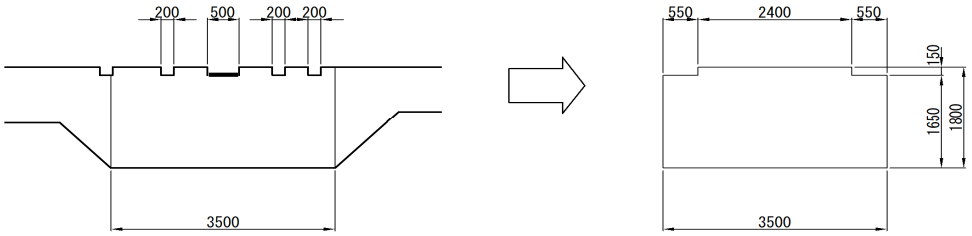


図１．５－１６　レール支持梁(EW 方向)のモデル化

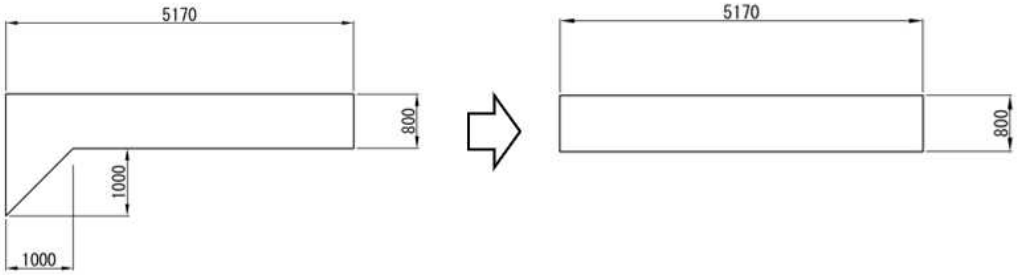


図１．５－１７　EW 方向基礎(0.8m 厚)のモデル化

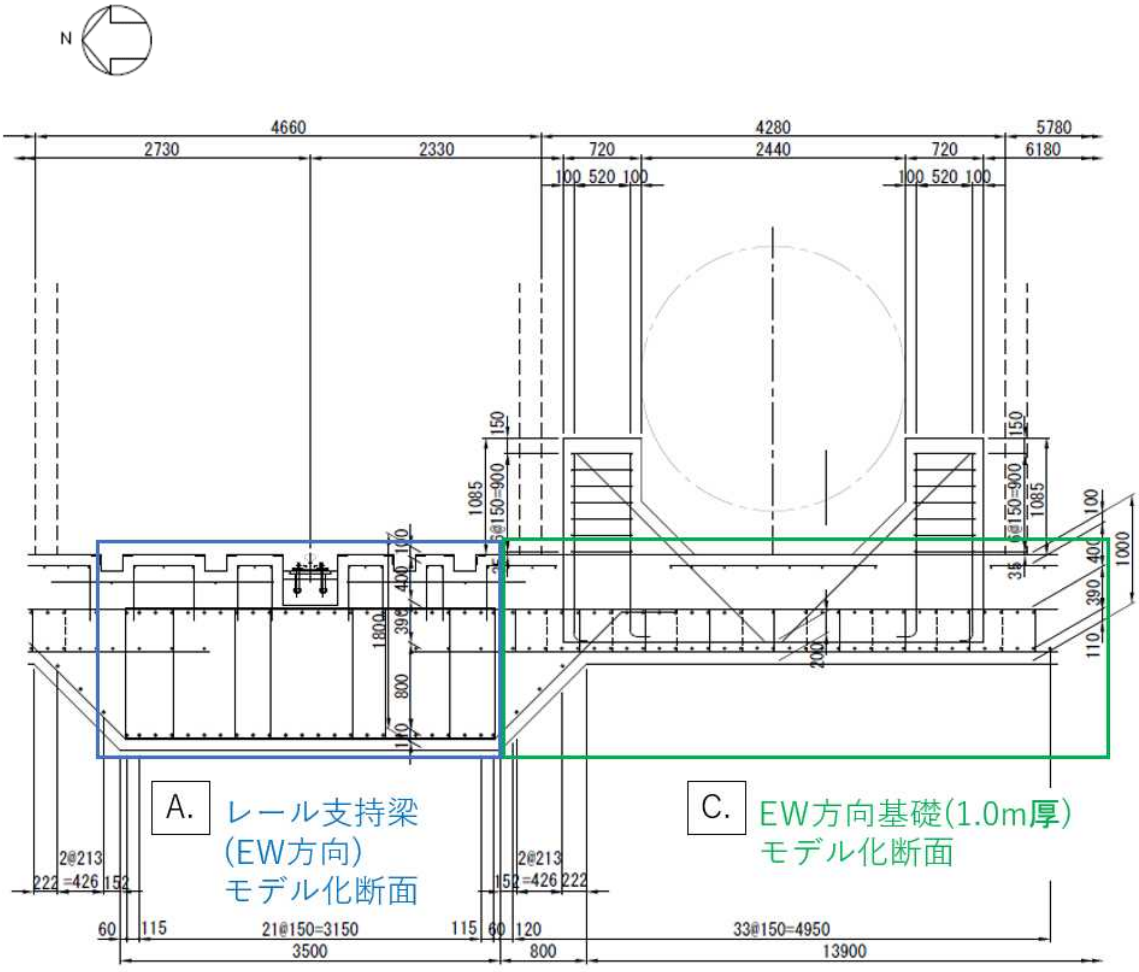


図１．５－１８　EW 方向モデル化部分断面図(1.0m 基礎・レール)

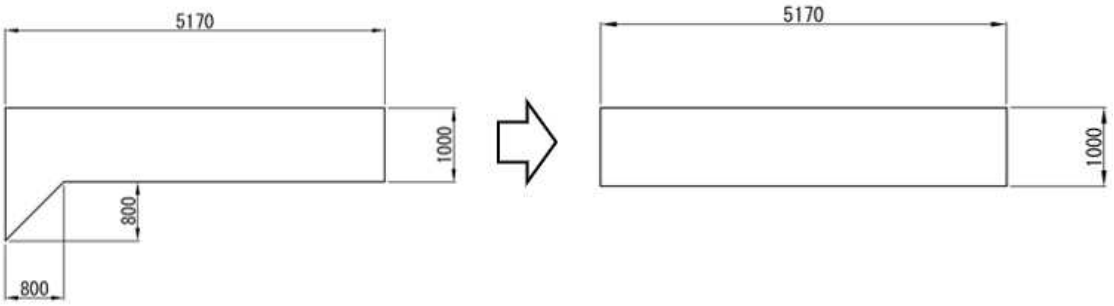


図１．５－１９　EW 方向基礎(1.0m 厚)のモデル化

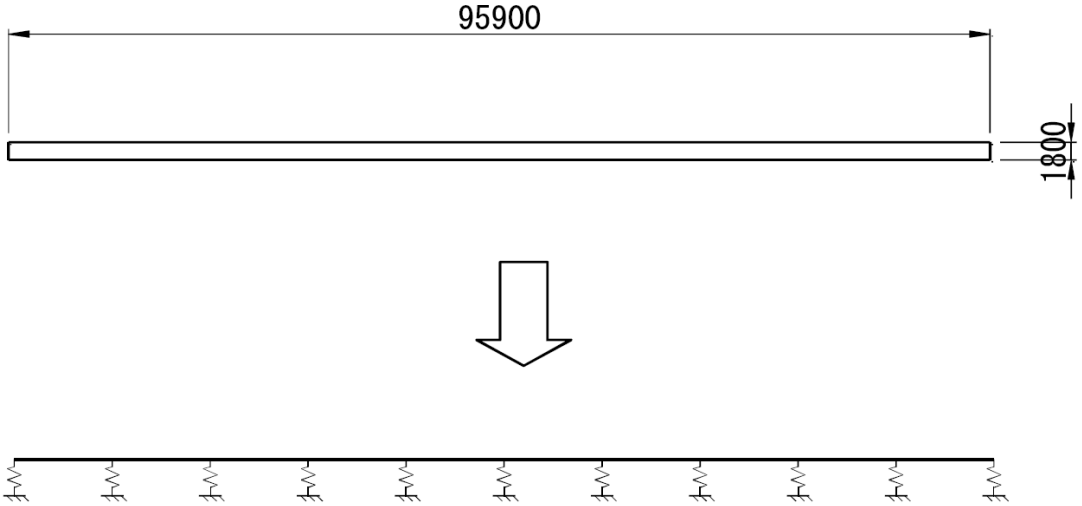


図１．５－２０　レール支持梁(EW 方向)と地盤バネ

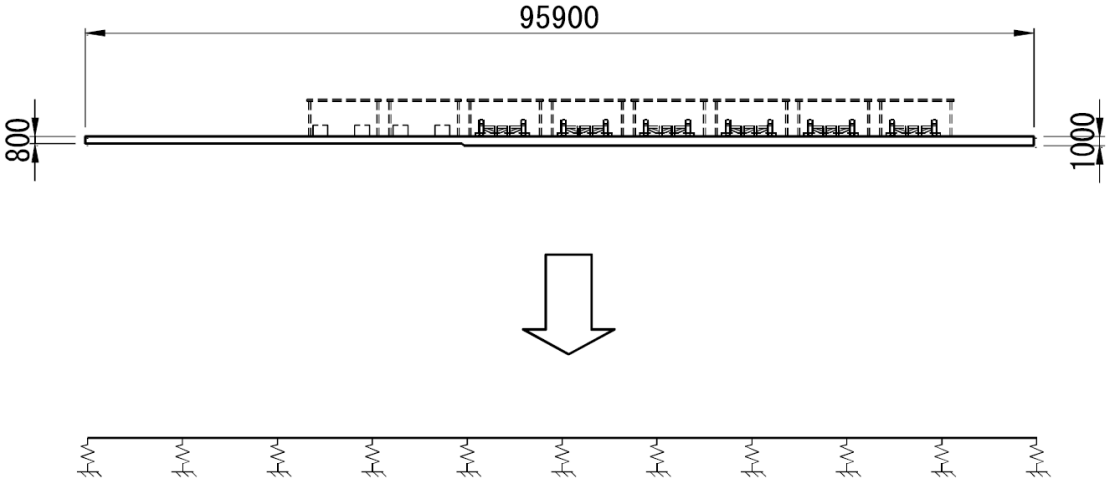


図１．５－２１　EW 方向基礎と地盤バネ

(3)　NS 方向基礎のモデル化

コンクリート基礎の構造強度評価においては，基礎を弾性床上の梁としてモデル化を行う。モデル化する NS 方向基礎の種別を，図１．５－２２に示す。

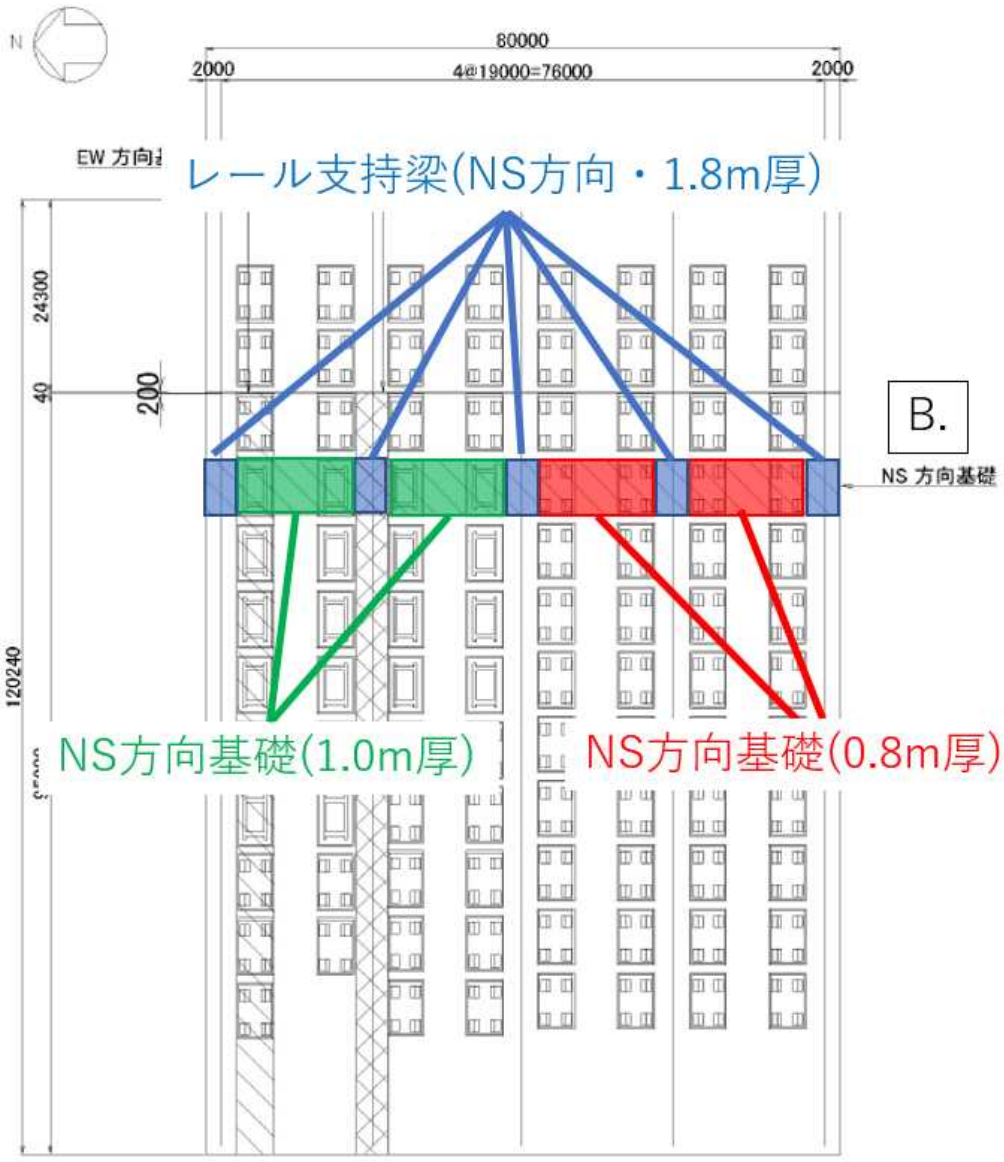


図１．５－２２　NS 方向モデル化部分平面図

NS 方向には 3 種類の梁が存在する。NS 方向梁の配筋図と，断面のモデル化イメージを図１．５－２３～図１．５－２８に，モデル化に際しての地盤バネとの位置関係を図１．５－２９に示す。

レール支持梁・コンクリート基礎部ともに EW 方向には深さ最大 150 ㎜の排水側溝が設置されているため，モデル化に際しては基礎厚から 150 ㎜減じた厚さでモデル化を実施している。

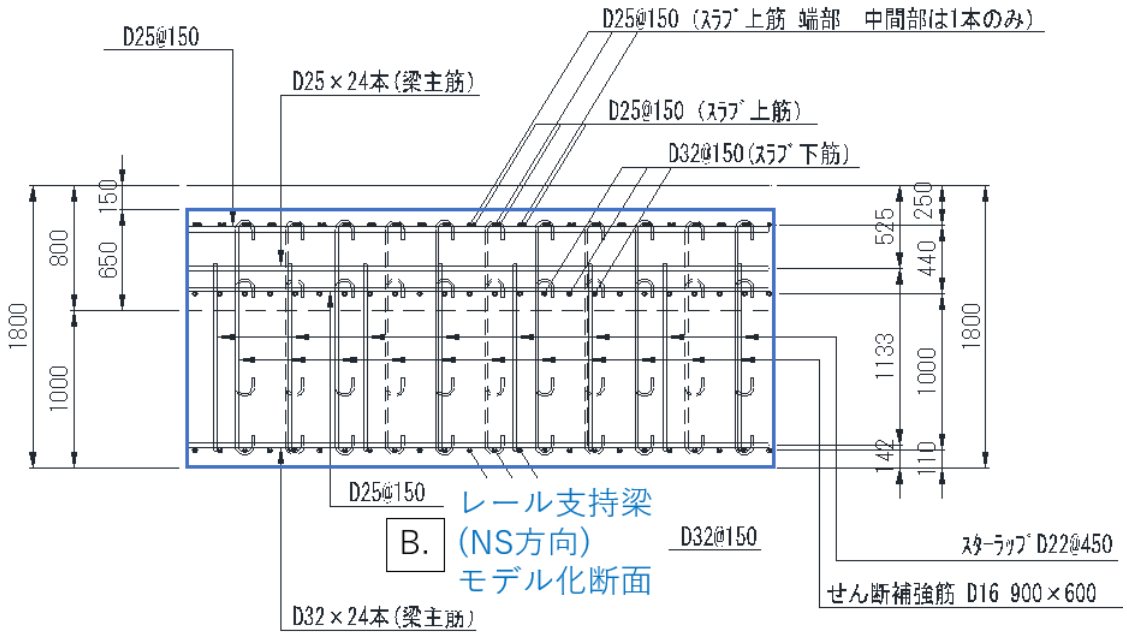


図１．５－２３　レール支持梁(NS 方向)モデル化部分断面図

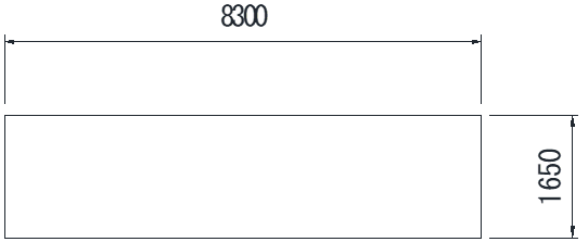


図１．５－２４　レール支持梁(NS 方向)のモデル化

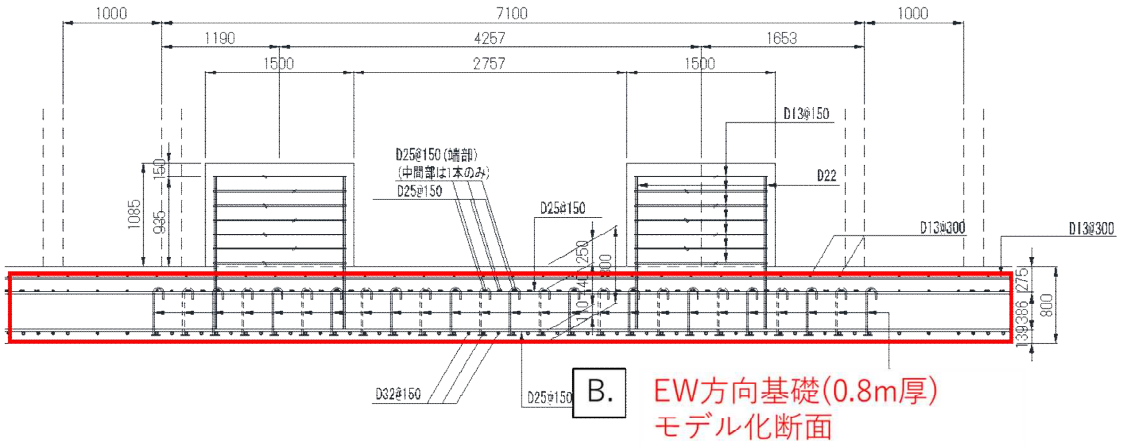


図１．５－２５　NS 方向基礎(0.8m 厚)モデル化部分断面図

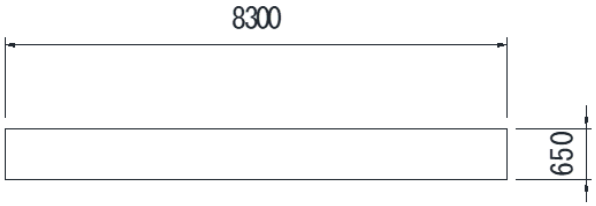


図１．５－２６　NS 方向基礎(0.8m 厚)のモデル化

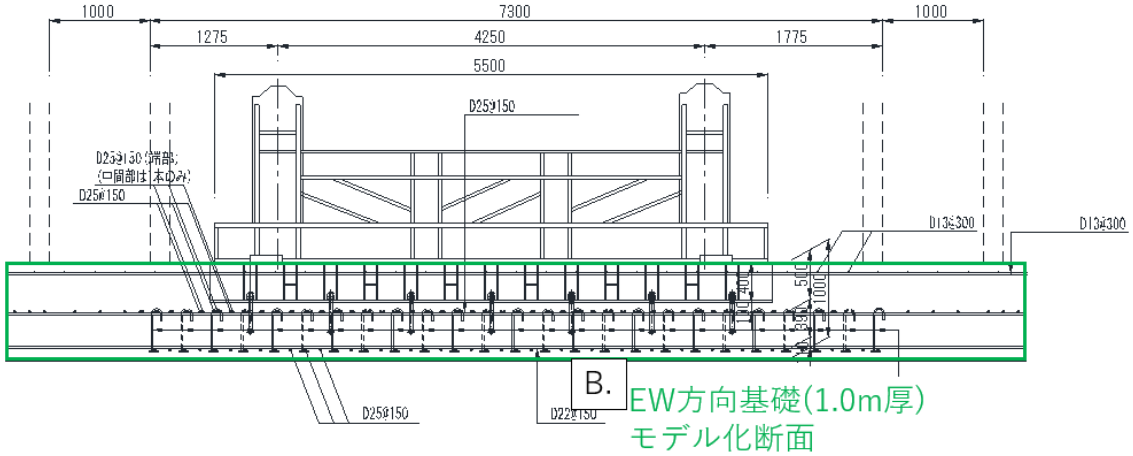


図１．５－２７　NS 方向基礎(1.0m 厚)モデル化部分断面図

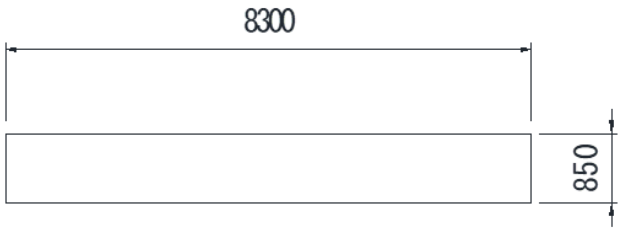


図１．５－２８　NS 方向基礎(1.0m 厚)のモデル化

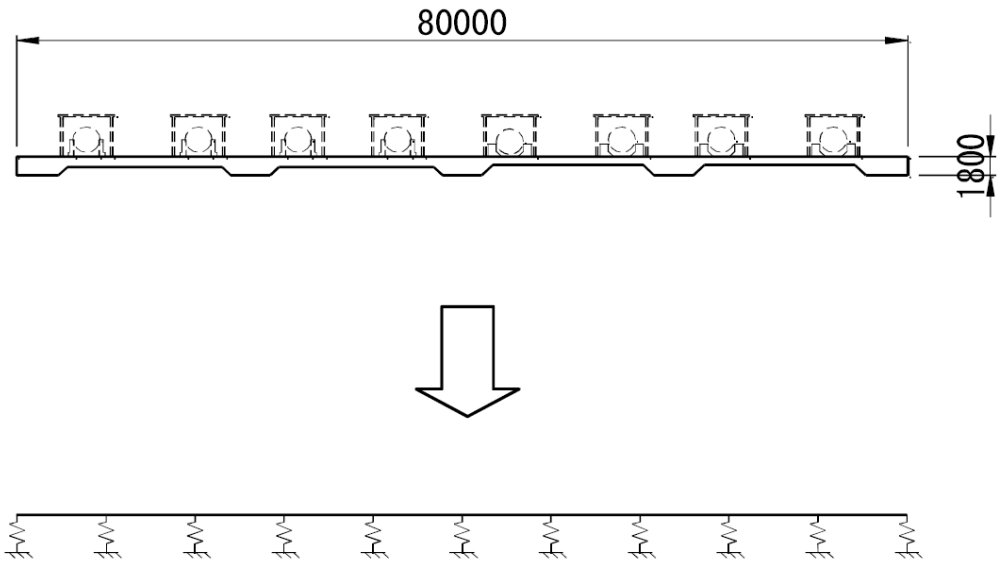


図１．５－２９　NS 方向基礎と地盤バネ

(4) 荷重条件

以下に各種荷重を算定したものを示す。

1) 乾式キャスク

乾式キャスクによる荷重を表１．５－８に示す。

表１．５－８　乾式キャスク荷重

乾式貯蔵キャスク　　1基当たり

	項目	単位	長期
NS 方向	鉛直力	(kN)	1280
	水平力	(kN)	0
	モーメント	(kN・m)	0
EW 方向	鉛直力	(kN)	1280
	水平力	(kN)	0
	モーメント	(kN・m)	89

輸送貯蔵兼用キャスク　　1脚当たり

	項目	単位	長期
NS 方向	鉛直力	(kN)	320
	水平力	(kN)	0
	モーメント	(kN・m)	105
EW 方向	鉛直力	(kN)	320
	水平力	(kN)	0
	モーメント	(kN・m)	0

水平力は北と東方向を正，鉛直力は下向きを正とする。

2) クレーン荷重

クレーンによる荷重を表１．５－９に示す。

表１．５－９　クレーン荷重

状態	フック寄り	走行車輪荷重					
		走行給電側			反走行給電側		
		鉛直方向	横行方向	走行方向	鉛直方向	横行方向	走行方向
		(UD 方向)	(NS 方向)	(EW 方向)	(UD 方向)	(NS 方向)	(EW 方向)
		(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)
定格荷重(150t)	走行給電側	622	62	93	262	26	39

水平力は北と東方向を正，鉛直力は下向きを正とする。

3) コンクリートモジュール荷重

コンクリートモジュールによる荷重を表１．５－１０に示す。

表１．５－１０　コンクリートモジュール荷重

1 基当たり

			単位	NS 方向断面	EW 方向断面
乾式貯蔵キャスク	長期	鉛直方向	(kN)	576	576
		水平方向	(kN)	0	0
輸送貯蔵兼用キャスク		鉛直方向	(kN)	565	566
		水平方向	(kN)	0	0

水平力は北と東方向を正，鉛直力は下向きを正とする。

4)　コンクリート基礎自重

コンクリート基礎の自重による鉛直方向の荷重を，表１．５－１１に示す。

表１．５－１１　コンクリート基礎自重

		奥行き方向幅	部材高	鉛直荷重
		(m)	(m)	(kN/m)
レール支持梁 (EW 方向)	レール部スラブ	3.50	1.80	151
NS 方向スラブ	レール部スラブ	8.30	1.80	359
	キャスク部スラブ	8.30	1.00	199
	キャスク部スラブ	8.30	0.80	159
	支持架台	1.50×0.72×1.185		70
EW 方向スラブ	キャスク部スラブ	5.17	1.00	132
	キャスク部スラブ	5.17	0.80	111
	支持架台	1.50×0.72×1.185		70

(5)　荷重ケース

荷重を与える位置について，検討タイプ（断面）ごとに以下のように設定した。

1)　レール支持梁(EW 方向)

レール支持梁(EW 方向)のクレーン載荷位置については，施設使用期間(50 年)に比べてクレーンの使用時間(合計約 13 日)が十分に短いことから，待機位置として評価を行う。載荷位置について，図１．５－３０に示す。

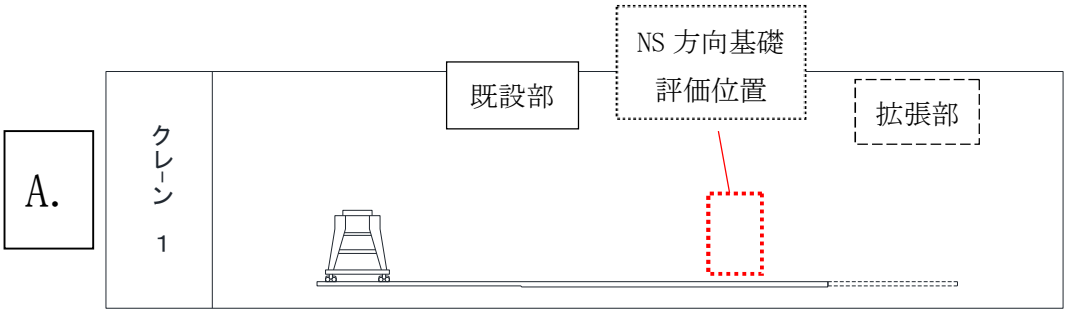


図１．５－３０　レール支持梁(EW 方向)クレーン載荷位置

2)　NS 方向基礎

NS 方向基礎のクレーンについては，待機位置であれば評価断面上に位置しない(図１．５－３０参照)が，保守的に北側の第一レーンの評価位置に位置しているものとして計算を行う。載荷位置について，図１．５－３１に示す。

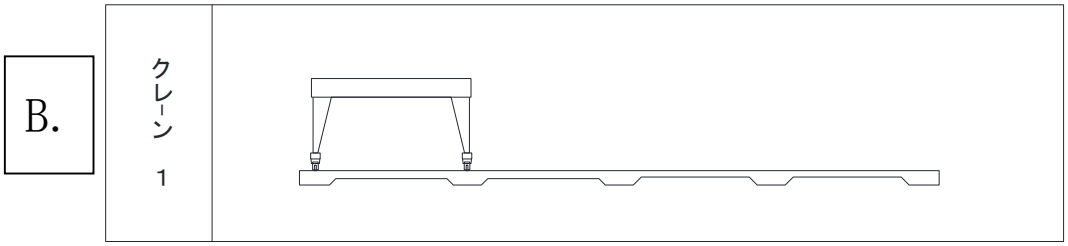


図１．５－３１　NS 方向基礎クレーン載荷位置

NS 方向基礎のキャスクについては，評価断面において既に 8 基すべて設置した状態であるため，8 基設置した状態として評価を行う。載荷位置を図１．５－３２に示す。

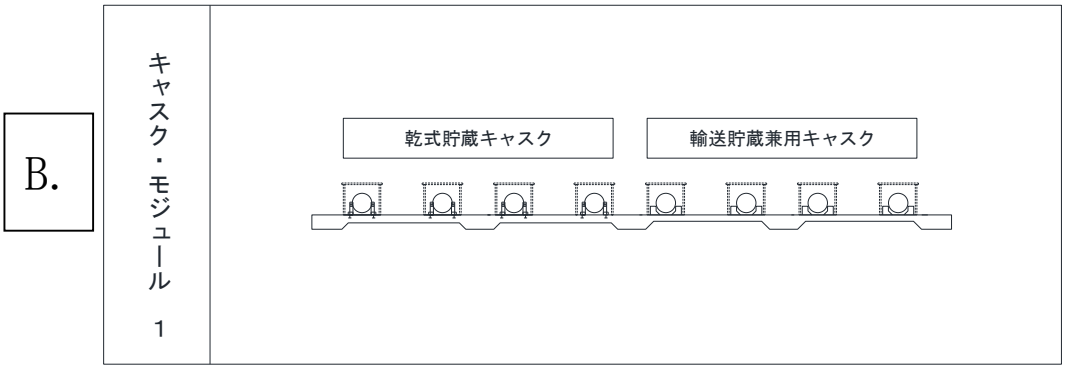


図１．５－３２　NS 方向基礎乾式キャスク載荷位置

3)　EW 方向基礎

EW 方向基礎のキャスクについては，評価断面において拡張前と拡張後にキャスク搬入を行った後において基数が異なること，同一レーンのキャスクは短期間で配置されると考えられることから，拡張前(ケース１)と拡張後(ケース２)の２つの荷重ケースについて評価を実施する。ケースごとの載荷位置を図１．５－３３に示す。



図１．５－３３　EW 方向基礎乾式キャスク載荷位置

(6)　構造強度の評価

構造強度の評価は次式に示すように応力度が許容応力度を下回ることを確認する。

曲げ応力度の照査

$$\sigma c \leqq \sigma ca$$
$$\sigma s \leqq \sigma sa$$

ここに，

σc：　コンクリートの曲げ圧縮応力度　(N/mm^2)

σca：　コンクリートの許容曲げ圧縮応力度　(N/mm^2)

σs：　鉄筋の引張応力度　(N/mm^2)

σsa：　鉄筋の許容引張応力度　(N/mm^2)

せん断応力度の照査

$$\tau \leqq \tau a$$

ここに，

τ：　コンクリートのせん断応力度　(N/mm^2)

τa：　コンクリートの許容せん断応力度　(N/mm^2)

断面諸元，断面力，照査結果及び評価位置図を表１．５－１２～表１．５－２０，図１．５－３４～図１．５－３５に示す。評価の結果，すべての評価位置において応力度が許容応力度以下であることを確認した。

表１．５－１２　断面諸元（レール支持梁（EW 方向））

項目			記号	単位	レール支持梁
部材	部材幅		b	(mm)	3500
	部材高		h	(mm)	1800
鉄筋	１段目	位置	d	(mm)	525
		鉄筋	－	－	D25
		断面積	－	(cm^2)	5.067
		本数	－	(本)	24.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	121.61
	２段目	位置	d	(mm)	866
		鉄筋	－	－	D25
		断面積	－	(cm^2)	5.067
		本数	－	(本)	6.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	30.40
	３段目	位置	d	(mm)	1658
		鉄筋	－	－	D32
		断面積	－	(cm^2)	7.942
		本数	－	(本)	24.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	190.61
	せん断	鉄筋	－	－	D22
		断面積	－	(cm^2)	3.871
		本数	－	(本)	4.000
		配置間隔	S_a	(mm)	450

表１．５－１３　断面力（レール支持梁（EW 方向））

項目		記号	単位	長期
上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-1797
	軸力	N_d	(kN)	142
	せん断力	V_d	(kN)	0
下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	414
	軸力	N_d	(kN)	90
	せん断力	V_d	(kN)	260
せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	249
	軸力	N_d	(kN)	88
	せん断力	V_d	(kN)	-695

表１．５－１４　照査結果（レール支持梁（EW 方向））

項目			記号	単位	長期
上側引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-1797
		軸力	N_d	(kN)	142
		せん断力	V_d	(kN)	0
	ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm^2)	2.34
		許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm^2)	9.00
		$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-	0.26
		判定		-	OK
	鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm^2)	107
		許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm^2)	196
		$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-	0.55
		判定		-	OK
下側引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	414
		軸力	N_d	(kN)	90
		せん断力	V_d	(kN)	260
	ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm^2)	0.41
		許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm^2)	9.00
		$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-	0.05
		判定		-	OK
	鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm^2)	12
		許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm^2)	196
		$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-	0.06
		判定		-	OK
せん断力	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	249
		軸力	N_d	(kN)	88
		せん断力	V_d	(kN)	695
	せん断応力度		τ	(N/mm^2)	0.137
	許容せん断応力度		τ_a	(N/mm^2)	0.450
	$\tau/\tau_a \leqq 1.0$			-	0.30
	判定			-	OK

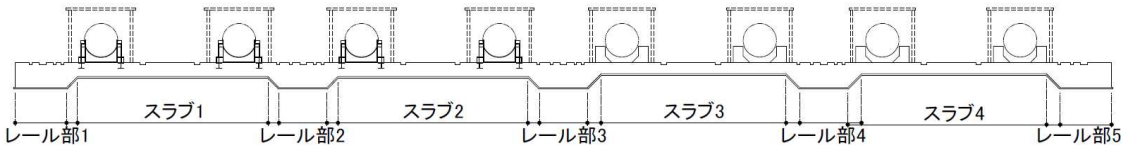


図１．５－３４　NS 方向基礎評価位置図

表１．５－１５　断面諸元（NS 方向基礎レール・スラブ）

項目			記号	単位	レール部１	レール部２	レール部３	レール部４	レール部５
部材	部材幅		b	(mm)	8300	8300	8300	8300	8300
	部材高		h	(mm)	1650	1650	1650	1650	1650
鉄筋	１段目	位置	d	(mm)	350	350	350	540	540
		鉄筋	－	－	D25	D25	D25	D32	D32
		断面積	－	(cm^2)	5.067	5.067	5.067	7.942	7.942
		本数	－	(本)	110.000	55.000	55.000	55.000	55.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	557.37	278.69	278.69	436.81	436.81
	２段目	位置	d	(mm)	1540	1540	1540	1540	1540
		鉄筋	－	－	D32	D32	D32	D32	D32
		断面積	－	(cm^2)	7.942	7.942	7.942	7.942	7.942
		本数	－	(本)	55.000	55.000	55.000	55.000	55.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	436.81	436.81	436.81	436.81	436.81
	せん断	鉄筋	－	－	D16	D16	D16	D16	D16
		断面積	－	(cm^2)	1.986	1.986	1.986	1.986	1.986
		ピッチ	－	(mm)	600	600	600	600	600
		本数	－	(本)	13.833	13.833	13.833	13.833	13.833
		配置間隔	S_s	(mm)	900	900	900	900	900

項目			記号	単位	スラブ１	スラブ２	スラブ３	スラブ４
部材	部材幅		b	(mm)	8300	8300	8300	8300
	部材高		h	(mm)	850	850	650	650
鉄筋	１段目	位置	d	(mm)	350	350	100	100
		鉄筋	－	－	D25	D25	D25	D25
		断面積	－	(cm^2)	5.067	5.067	5.067	5.067
		本数	－	(本)	110.000	55.000	55.000	110.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	557.37	278.69	278.69	557.37
	２段目	位置	d	(mm)	740	740	540	540
		鉄筋	－	－	D25	D25	D32	D32
		断面積	－	(cm^2)	5.067	5.067	7.942	7.942
		本数	－	(本)	55.000	55.000	55.000	55.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	278.69	278.69	436.81	436.81
	せん断	鉄筋	－	－	D16	D16	D16	D16
		断面積	－	(cm^2)	1.986	1.986	1.986	1.986
		ピッチ	－	(mm)	600	600	600	600
		本数	－	(本)	13.833	13.833	13.833	13.833
		配置間隔	S_s	(mm)	600	600	600	600

表１．５－１６　断面力（NS 方向基礎レール・スラブ）

項目		記号	単位	レール部１	レール部２	レール部３	レール部４	レール部５
上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-385	※			
	軸力	N_d	(kN)	-116				
	せん断力	V_d	(kN)	-251				
下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	622	1453	1043	1200	563
	軸力	N_d	(kN)	5	-76	-82	-41	-12
	せん断力	V_d	(kN)	604	347	-638	-657	-80
せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	560	1453	1043	1200	550
	軸力	N_d	(kN)	-120	-76	-82	-41	-9
	せん断力	V_d	(kN)	-640	347	-638	-657	-289

※：レール部 2,3,4,5 では上側引張が発生しない。

項目		記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4
上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-2242	-1160	-1025	-960
	軸力	N_d	(kN)	-99	-107	-65	-25
	せん断力	V_d	(kN)	0	0	0	0
下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	1005	1336	1055	1200
	軸力	N_d	(kN)	-80	-120	-53	-41
	せん断力	V_d	(kN)	166	317	641	-657
せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	813	1336	-137	1200
	軸力	N_d	(kN)	-88	-120	-59	-41
	せん断力	V_d	(kN)	1045	-963	644	-657

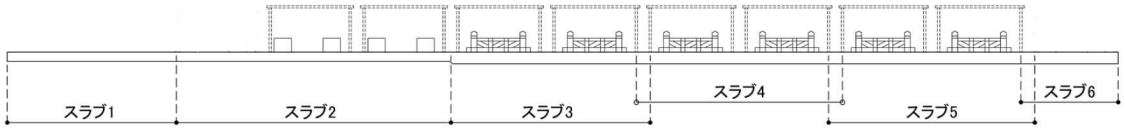
表１．５－１７（１）　照査結果（NS 方向基礎レール）

項目			記号	単位	レール部 1	レール部 2	レール部 3	レール部 4	レール部 5
上側引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-385	※			
		軸力	N_d	(kN)	-116				
		せん断力	V_d	(kN)	-251				
	ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm^2)	0.16				
		許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm^2)	9.00				
		$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-	0.02				
		判定		-	OK				
	鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm^2)	7				
		許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm^2)	196				
		$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-	0.04				
		判定		-	OK				
下側引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	622	1453	1043	1200	563
		軸力	N_d	(kN)	5	-76	-82	-41	-12
		せん断力	V_d	(kN)	604	347	-638	-657	-80
	ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm^2)	0.25	0.58	0.42	0.50	0.24
		許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm^2)	9.00	9.00	9.00	9.00	9.00
		$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-	0.03	0.06	0.05	0.06	0.03
		判定		-	OK	OK	OK	OK	OK
	鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm^2)	10	25	18	20	9
		許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm^2)	196	196	196	196	196
		$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-	0.05	0.13	0.09	0.1	0.05
		判定		-	OK	OK	OK	OK	OK
せん断力	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	560	1453	1043	1200	550
		軸力	N_d	(kN)	120	76	82	41	9
		せん断力	V_d	(kN)	641	347	638	657	290
	せん断応力度		τ	(N/mm^2)	0.057	0.031	0.057	0.059	0.036
	許容せん断応力度		τ_a	(N/mm^2)	0.450	0.450	0.450	0.450	0.450
	$\tau/\tau_a \leqq 1.0$			-	0.13	0.07	0.13	0.13	0.08
	判定			-	OK	OK	OK	OK	OK

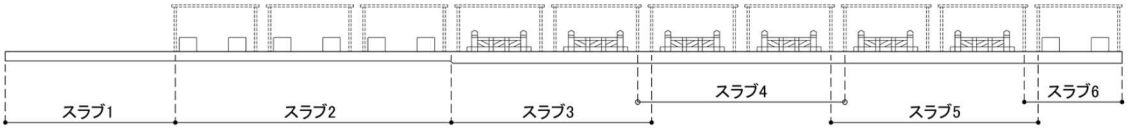
※：レール部 2,3,4,5 では上側引張が発生しない。

表１．５－１７（２）　照査結果（NS 方向基礎スラブ）

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4
上側引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-2242	-1160	-1025	-960
		軸力	N_d	(kN)	-99	-107	-65	-25
		せん断力	V_d	(kN)	0	0	0	0
	ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm^2)	4.85	3.22	2.28	1.65
		許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm^2)	9.00	9.00	9.00	9.00
		$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-	0.54	0.36	0.25	0.18
		判定		-	OK	OK	OK	OK
	鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm^2)	97	99	78	37
		許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm^2)	196	196	196	196
		$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-	0.49	0.50	0.40	0.19
		判定		-	OK	OK	OK	OK
下側引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	1005	1336	1055	1200
		軸力	N_d	(kN)	-80	-120	-53	-41
		せん断力	V_d	(kN)	166	317	641	-657
	ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm^2)	1.71	2.22	2.12	2.16
		許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm^2)	9.00	9.00	9.00	9.00
		$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-	0.19	0.25	0.24	0.24
		判定		-	OK	OK	OK	OK
	鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm^2)	49	69	53	60
		許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm^2)	196	196	196	196
		$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-	0.25	0.35	0.27	0.30
		判定		-	OK	OK	OK	OK
せん断力	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	813	1336	-137	1200
		軸力	N_d	(kN)	88	120	59	41
		せん断力	V_d	(kN)	1045	964	644	657
	せん断応力度		τ	(N/mm^2)	0.194	0.179	0.120	0.122
	許容せん断応力度		τ_a	(N/mm^2)	0.450	0.450	0.450	0.450
	$\tau/\tau_a \leqq 1.0$			-	0.43	0.40	0.27	0.27
	判定			-	OK	OK	OK	OK



ケース 1(基礎拡張前)



ケース 2(基礎拡張後)

図１．５－３５　EW 方向基礎評価位置図

表１．５－１８　断面諸元（EW 方向基礎）

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
部材	部材幅		b	(mm)	5170	5170	5170	5170	5170	5170
	部材高		h	(mm)	800	800	1000	1000	1000	1000
鉄筋	1 段目	位置	d	(mm)	113	113	113	113	113	113
		鉄筋	-	-	D13	D13	D13	D13	D13	D13
		断面積	-	(cm^2)	1.267	1.267	1.267	1.267	1.267	1.267
		本数	-	(本)	17.000	17.000	14.000	14.000	14.000	14.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	21.54	21.54	17.74	17.74	17.74	17.74
	2 段目	位置	d	(mm)	275	275	525	525	525	525
		鉄筋	-	-	D25	D25	D25	D25	D25	D25
		断面積	-	(cm^2)	5.067	5.067	5.067	5.067	5.067	5.067
		本数	-	(本)	28.000	28.000	32.000	32.000	32.000	32.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	141.88	141.88	162.14	162.14	162.14	162.14
	3 段目	位置	d	(mm)	661	661	866	866	866	866
		鉄筋	-	-	D25	D25	D22	D22	D22	D22
		断面積	-	(cm^2)	5.067	5.067	3.871	3.871	3.871	3.871
		本数	-	(本)	34.000	34.000	34.000	34.000	34.000	34.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	172.28	172.28	131.61	131.61	131.61	131.61
	せん断	鉄筋	-	-	D16	D16	D16	D16	D16	D16
		断面積	-	(cm^2)	1.986	1.986	1.986	1.986	1.986	1.986
		ピッチ	-	(mm)	600	600	600	600	600	600
		本数	-	(本)	8.617	8.617	8.617	8.617	8.617	8.617
		配置間隔	S_s	(mm)	600	600	600	600	600	600

表１．５－１９　断面力（EW 方向基礎）

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
長期ケース 1	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-651	-730	-123	-123	※	-66
		軸力	N_d	(kN)	0	0	2	2		0
		せん断力	V_d	(kN)	-60	0	0	0		0
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	※	906	326	293	1160	856
		軸力	N_d	(kN)		3	3	0	2	2
		せん断力	V_d	(kN)		468	-273	235	0	-235
	せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-524	721	326	180	678	678
		軸力	N_d	(kN)	0	3	3	2	0	0
		せん断力	V_d	(kN)	-76	-618	-273	241	-378	-378

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
長期ケース 2	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-606	-365	-74	-76	-181	-522
		軸力	N_d	(kN)	0	3	2	2	2	3
		せん断力	V_d	(kN)	0	0	0	0	0	0
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	431	892	114	59	32	56
		軸力	N_d	(kN)	0	3	3	2	2	3
		せん断力	V_d	(kN)	481	468	-225	-122	-128	183
	せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	431	719	114	8	-84	56
		軸力	N_d	(kN)	0	3	3	2	2	3
		せん断力	V_d	(kN)	481	-612	-225	188	212	-527

※ケース 1 スラブ 1 では下側引張が，スラブ 5 では上側引張が発生しない。

表１．５－２０（１）　照査結果（EW 方向基礎ケース 1）

項目				記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
長期ケース 1	上側引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-651	-730	-123	-123	※	-66
			軸力	N_d	(kN)	0	0	2	2		0
			せん断力	V_d	(kN)	-60	0	0	0		0
		ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm²)	2.61	2.93	0.49	0.49		0.26
			許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm²)	9.00	9.00	9.00	9.00		9.00
			$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-	0.29	0.33	0.05	0.05		0.03
			判定		-	OK	OK	OK	OK		OK
		鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm²)	113	127	29	29		16
			許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm²)	196	196	196	196		196
			$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-	0.58	0.65	0.15	0.15		0.08
			判定		-	OK	OK	OK	OK		OK
	下側引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	※	906	326	293	1160	856
			軸力	N_d	(kN)		3	3	0	2	2
			せん断力	V_d	(kN)		468	-273	235	0	-235
		ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm²)		2.84	0.71	0.64	2.53	1.87
			許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm²)		9.00	9.00	9.00	9.00	9.00
			$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-		0.32	0.08	0.07	0.28	0.21
			判定		-		OK	OK	OK	OK	OK
		鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm²)		86	24	22	87	64
			許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm²)		196	196	196	196	196
			$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-		0.44	0.12	0.11	0.44	0.33
			判定		-		OK	OK	OK	OK	OK
	せん断力	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-524	721	326	180	678	678
			軸力	N_d	(kN)	0	3	3	2	0	0
			せん断力	V_d	(kN)	76	619	274	242	378	378
		せん断応力度		τ	(N/mm²)	0.032	0.207	0.070	0.062	0.096	0.096
		許容せん断応力度		τ_a	(N/mm²)	0.450	0.450	0.450	0.450	0.450	0.450
		$\tau/\tau_a \leqq 1.0$			-	0.07	0.46	0.16	0.14	0.21	0.21
		判定			-	OK	OK	OK	OK	OK	OK

※ケース 1 スラブ 1 では下側引張が，スラブ 5 では上側引張が発生しない。

表１．５－２０（２）　照査結果（EW 方向基礎ケース 2）

項目				記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
長期 ケース 2	上側 引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-606	-365	-74	-76	-181	-522
			軸力	N_d	(kN)	0	3	2	2	2	3
			せん断力	V_d	(kN)	0	0	0	0	0	0
		ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm²)	2.43	1.46	0.29	0.30	0.72	2.07
			許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm²)	9.00	9.00	9.00	9.00	9.00	9.00
			$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-	0.27	0.16	0.03	0.03	0.08	0.23
			判定		-	OK	OK	OK	OK	OK	OK
		鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm²)	105	63	17	18	43	123
			許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm²)	196	196	196	196	196	196
			$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-	0.54	0.32	0.09	0.09	0.22	0.63
			判定		-	OK	OK	OK	OK	OK	OK
	下側 引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	431	892	114	59	32	56
			軸力	N_d	(kN)	0	3	3	2	2	3
			せん断力	V_d	(kN)	481	468	-225	-122	-128	183
		ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm²)	1.35	2.80	0.25	0.13	0.07	0.12
			許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm²)	9.00	9.00	9.00	9.00	9.00	9.00
			$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-	0.15	0.31	0.03	0.01	0.01	0.01
			判定		-	OK	OK	OK	OK	OK	OK
		鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm²)	41	85	8	4	2	4
			許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm²)	196	196	196	196	196	196
			$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-	0.21	0.43	0.04	0.02	0.01	0.02
			判定		-	OK	OK	OK	OK	OK	OK
	せん断力	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	431	719	114	8	-84	56
			軸力	N_d	(kN)	0	3	3	2	2	3
			せん断力	V_d	(kN)	481	612	226	189	213	528
		せん断応力度		τ	(N/mm²)	0.203	0.205	0.058	0.048	0.054	0.135
		許容せん断応力度		τ_a	(N/mm²)	0.450	0.450	0.450	0.450	0.450	0.450
		$\tau/\tau_a \leqq 1.0$			-	0.45	0.45	0.13	0.11	0.12	0.30
		判定			-	OK	OK	OK	OK	OK	OK

1.5.4　地盤の構造強度評価

(1)　評価方針

地盤の構造強度評価では，改良地盤，支持地盤及び基礎の沈下について評価する。

改良地盤，支持地盤の評価については「JEAC 4616-2009」に準拠し，長期荷重により発生する荷重に対して許容応力度を満足することを確認する。改良地盤の許容応力度は，改良地盤の設計圧縮強度，圧縮応力度及びせん断応力度に対する安全率に基づき設定する。支持地盤の許容支持力度は，支持地盤の極限支持力度に対する安全率に基づき設定する。また，基礎の沈下の評価については，梁の傾斜量が許容値を下回ることを確認する。

(2)　評価モデル

改良地盤の範囲は，コンクリート基礎下面から G.L.-3.90m までである。図１．５－３６に改良地盤平面図，図１．５－３７に１-１断面図を示す。

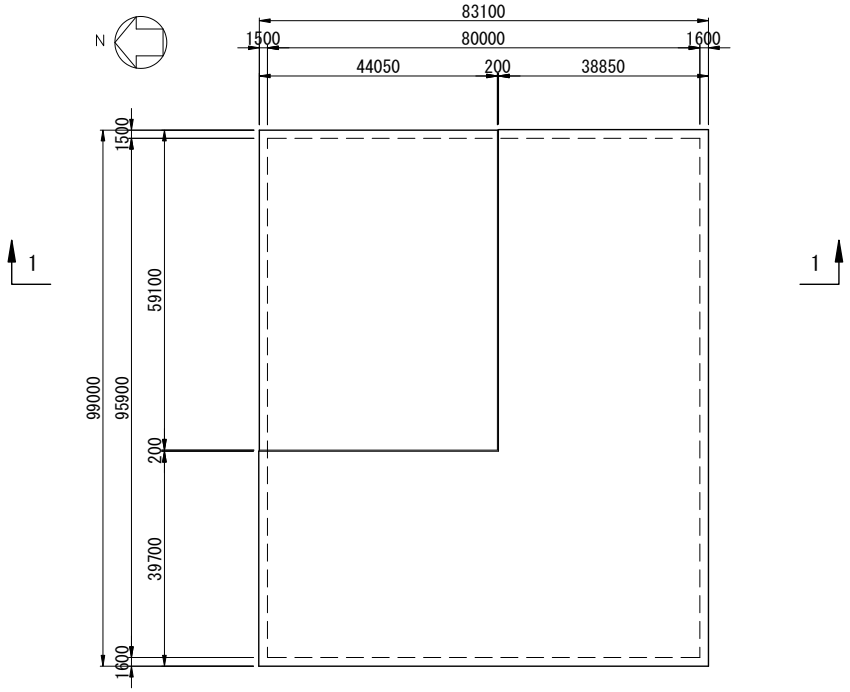


図１．５－３６　改良地盤平面図（単位：mm）

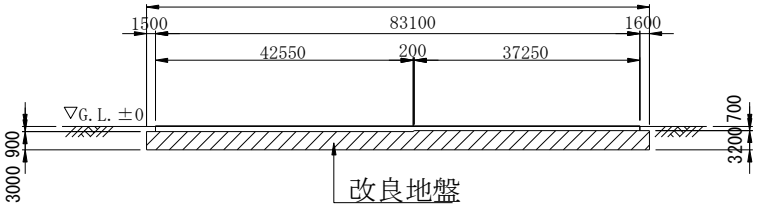


図１．５－３７　１-１断面図（単位：mm）

(3)　改良地盤に生じる地盤反力度に対する評価

改良地盤に生じる地盤反力度に対する評価は，改良地盤に発生する最大地盤反力度（梁バネモデルにより算出するバネ反力度）が改良地盤の許容圧縮応力度を下回ることを確認する。

$$q_{max} \leqq f_{sc}$$

ここに，

q_{max}：　最大地盤反力度　（kN/m^2）

f_{sc}：　改良地盤の許容圧縮応力度　（kN/m^2）

長期　$_{L}f_{sc}$＝110（kN/m^2）

地盤反力度に対する評価結果を表１．５－２１に示す。評価結果より改良地盤に発生する最大地盤反力度が改良地盤の許容圧縮応力度を下回ることを確認した。

表１．５－２１　改良地盤の地盤反力度に対する評価結果（基礎下面）

		最大地盤反力度 q_{max} (kN/m^2)	改良地盤の許容圧縮応力度 $_{L}f_{sc}$ (kN/m^2)	検定値 q_{max}/f_{sc}	判定
レール支持梁	長期	103	110	0.94＜1.0	OK
NS 方向スラブ	長期	83	110	0.75＜1.0	OK
EW 方向スラブ	長期	76	110	0.69＜1.0	OK

(4)　改良地盤に生じるせん断応力に対する評価

改良地盤に生じるせん断応力に対する評価は，改良地盤に発生する最大せん断応力度が許容せん断応力度を下回ることを確認する。

$$\tau_{max} \leqq f_{SS}$$

$$\tau_{max} = \kappa \cdot \tau$$
$$f_{SS} = 1/5 \cdot f_{SC}$$

ここに，

τ_{max}：　最大せん断応力度　(kN/m^2)

f_{SS}：　改良地盤の許容せん断応力度　(kN/m^2)

κ：　形状係数　(κ＝1.2)

τ：　平均せん断応力度　(kN/m^2)

f_{SC}：　改良地盤の許容圧縮応力度　(kN/m^2)

長期　$_Lf_{sc}$＝110 (kN/m^2)

$_L f_{SS}$＝　1/5･110＝22 (kN/m^2)

長期　　τ＝0.046 (kN/m^2)　　τ_{max}＝0.046×1.2＝0.055 (kN/m^2)

せん断応力度に対する評価結果を表１．５－２２に示す。評価結果より改良地盤に発生する最大せん断応力度が許容せん断応力度を下回ることを確認した。

表１．５－２２　改良地盤のせん断応力度に対する評価結果

	最大せん断反力度 τ_{max} (kN/m^2)	許容せん断応力度 $_Lf_{ss}$ (kN/m^2)	検定値 τ_{max}/f_{ss}	判定
長期	0.055	22	0.003＜1.0	OK

(5)　支持地盤の支持力に対する評価

改良地盤直下の支持地盤の支持力に対する評価については，改良地盤下面に作用する最大地盤反力度が許容支持力度を下回ることを確認する。

$$qmax \leqq qa$$

ここに，

qmax：　最大地盤反力度（kN/m^2）　　長期　qmax＝ 99.7（kN/m^2）

qa：　支持地盤の許容支持力度（kN/m^2）　長期　qa＝667（kN/m^2）

支持力に対する評価結果を表１．５－２３に示す。評価結果より改良地盤下面に作用する最大地盤反力度が許容支持力度を下回ることを確認した。

表１．５－２３　支持力に対する評価結果

	最大地盤反力度 q_{max} (kN/m^2)	支持地盤の許容支持力度 q_a (kN/m^2)	検定値 q_{max}/q_a	判定
長期	99.7	667	0.15＜1.0	OK

(6)　基礎の沈下に対する評価

基礎の沈下に対する評価については，　レール支持梁の傾斜量が許容値を下回ることを確認する。傾斜量は梁モデルの隣接格点の沈下差を要素長で除して求める。

基礎の沈下に対する評価結果を表１．５－２４に示す。評価結果より梁の傾斜量が許容値を下回ることを確認した。

表１．５－２４　基礎の沈下に対する評価結果

	傾斜量	許容傾斜量	判定
長期	1/1075	1/800	OK

2　耐震設計方針

(1)　耐震設計の基本方針

キャスク仮保管設備は，本文「設計方針」に基づき，「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和 4 年 11 月 16 日原子力規制委員会了承 令和 5 年 6 月 19 日一部改訂)」を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に対し，設備の設計方針に示される除熱機能，密封機能，遮蔽機能，臨界防止機能等の安全機能が維持されていることを確認する。また，「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置，構造及び設備の基準に関する規則の解釈別記 4」（以下，「設置許可基準規則の解釈別記 4」という。）についても考慮する。

(2)　対象設備と構造計画

キャスク仮保管設備は，乾式キャスク（乾式貯蔵キャスク並びに既設及び増設の輸送貯蔵兼用キャスクを総じて「乾式キャスク」という。），支持架台，コンクリートモジュール，クレーン，コンクリート基礎及び監視装置から構成される。

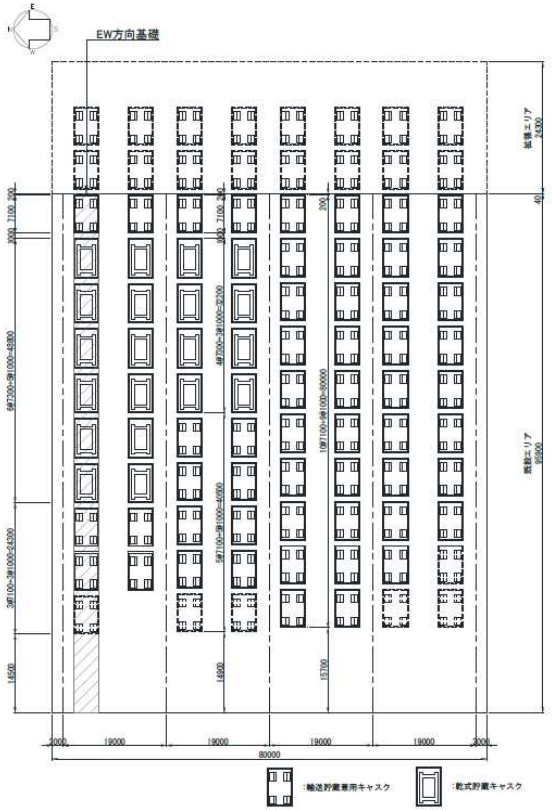
これらの設備のうち，乾式キャスクは，使用済燃料を収納し，除熱，密封，遮蔽，臨界防止等の基本的安全機能を有する。また，コンクリートモジュールについては，遮蔽機能を有する。

このことから増設 30 基の耐震評価は，輸送貯蔵兼用キャスク（以下，「兼用キャスク」という。）及びコンクリートモジュールの健全性維持の観点から，次の設備を対象に実施する。

① 兼用キャスク及び支持架台
② コンクリートモジュール
③ クレーン
④ コンクリート基礎
⑤ 監視装置

表２－１に主要設備の構造計画の概要と概略図を示す。なお，①兼用キャスク及び支持架台，並びに②コンクリートモジュールは既設 65 基と同構造であり，③クレーンは既設設備を使用するため，添付資料－２－１「3　耐震設計方針」を参照。また，⑤監視装置は一般汎用品を用いる。

表２－１　主要設備の構造計画

主要設備	構造計画の概要	概略構造図
コンクリート基礎	基礎は，NS 方向約 80m，EW 方向約 121m，厚さ 0.8m(一部 1.0m，1.8m)の鉄筋コンクリート基礎から成る。 基礎は，埋め込まれる固定ボルトや固定金具を介して，①乾式キャスク及び支持架台並びに，②コンクリートモジュールを固定する。また，③クレーンのレールを固定する。	

(3)　耐震クラスの設定

1)　基本方針

キャスク仮保管設備は「耐震クラス分類と施設・設備の特徴に応じた地震動の設定及び必要な対策を判断する流れ（東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和 4 年 11 月 16 日原子力規制委員会了承 令和 5 年 6 月 19 日一部改訂）抜粋)」に示される判断フローに基づき耐震クラスを設定する。

使用済燃料を収納する兼用キャスクは耐震 S クラス相当※とし，基準地震動（最大加速度 900gal）（以下，「Ss900」という。）によってキャスク仮保管設備を構成する主要設備に損傷等が生じた場合の輸送貯蔵兼用キャスク（増設）への波及的影響を評価することで公衆への被ばく影響を確認する。ただし，兼用キャスクの相互影響及び兼用キャスクと周辺施設等との相互影響については告示地震力を適用する。

なお，上記の「S クラス相当」とは，「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方」における S クラスと同等の耐震クラスをいう。本キャスクには設置許可基準規則の解釈別記 4 を適用するため本来耐震クラス分類を必要としないが，前述の規定に照らせば S クラスに分類されるため，S クラスと同等の「S クラス相当」とする。

また，コンクリートモジュールが単独で遮蔽機能を喪失した場合の公衆への被ばく影響についても評価する。

※:燃料 1 体分の UO2 を点線源とした時の直接線及びスカイシャイン線の敷地境界線量は約 91μSv/h と評価されることから，69 体収納の兼用キャスク 30 基分の燃料が 7 日間気中に露出した場合の公衆への被ばく線量は，69 体×30 基×91μSv/h×24h×7 日≒32Sv と計算される。

2)　地震による損傷モードの抽出及び想定シナリオ

兼用キャスク以外の主要設備が Ss900 により損傷等が生じた場合の損傷モード及び想定シナリオを表２－２に示す。

表２－２　地震による損傷モードの抽出

対象設備	地震に対する設備への影響	想定される損傷モード	想定シナリオ
支持架台	Ss900 に耐えられないため，設備に損傷等が生じることを想定	支持架台の損傷	・兼用キャスクの落下（ 3)①A．） ・兼用キャスクの並進運動による衝突（ 3)①B．）
コンクリートモジュール		天板の落下・側板の転倒	・兼用キャスクへの落下・転倒による衝突（ 3)②A．） ・兼用キャスクの埋没（ 3)②B．）
クレーン		転倒	・兼用キャスクへの転倒による衝突（ 3)③A．）
コンクリート基礎	基礎版にひび割れが生じる可能性があるため，基礎上に設置される設備（支持架台・コンクリートモジュール・クレーン）に損傷等が生じることを想定	支持架台・コンクリートモジュール・クレーンに同じ	
監視装置	Ss900 に耐えられないため，設備に損傷等が生じることを想定	検出器の脱落・エリア放射線モニタ及び制御盤の転倒	・検出器の兼用キャスクからの脱落（ 3)④A．） ・エリア放射線モニタ及び制御盤の転倒による兼用キャスクへの衝突（ 3)④B．）

3)　支持架台等の支持機能喪失時の評価

①　支持架台の支持機能喪失による兼用キャスクの落下

A．　兼用キャスクの落下評価

「4.1.2 (3) 1)　兼用キャスクの落下評価（支持架台の機能喪失時)」より，水平落下または回転落下によりコンクリート床板と衝突しても兼用キャスクの安全機能は維持される。

B．　兼用キャスクの並進運動による衝突評価

B.1　兼用キャスク同士の衝突性評価

「4.1.2 (2) 1)　兼用キャスク同士の衝突性評価」より，兼用キャスク同士の衝突は生じないため，兼用キャスクの安全機能は維持される。

B.2　兼用キャスクとコンクリートモジュールとの衝突評価

「4.1.2 (3) 2)　兼用キャスクとコンクリートモジュールとの衝突評価」より，コンクリートモジュールと衝突しても兼用キャスクの安全機能は維持される。

C．　結論

支持架台の支持機能が喪失しても兼用キャスクの安全機能は維持されるため，公衆への被ばく影響はない。

②　コンクリートモジュールの落下・転倒

A．　兼用キャスクへの落下・転倒による衝突評価

「4.1.2 (3) 3)　コンクリートモジュールの落下・転倒評価」より，兼用キャスクにコンクリートモジュールが落下・転倒しても兼用キャスクの安全機能は維持される。

B．　兼用キャスクの埋没による除熱評価

「4.1.2 (3) 4)　兼用キャスクの埋没による除熱評価」より，コンクリートモジュールの落下・転倒で兼用キャスクが埋没しても兼用キャスクの安全機能は維持される。

C．　コンクリートモジュールの倒壊等による公衆への被ばく影響

C.1　評価方針

A.及びB.より，コンクリートモジュールの倒壊等でも兼用キャスクの安全機能は維持されるため，兼用キャスクの安全機能喪失を起因とする公衆への被ばく影響はない。一方，コンクリートモジュール自体が遮蔽機能を有するため，コンクリートモジュール単独で遮蔽機能を喪失した場合の公衆への被ばく影響を評価する。地震により

キャスク仮保管設備内に設置された 95 基すべてのコンクリートモジュールが損壊した場合の兼用キャスクからの直接線・スカイシャイン線による敷地境界へ与える線量影響を評価する。コンクリートパネルには鉄筋が入っておりある程度の塊で兼用キャスクを覆うと考えられるため遮蔽効果が完全になくなるとは考えにくいが，保守的に遮蔽効果を無視した評価を行う。

C.2　評価方法

C.2.1　線量評価点

施設と評価点との高低差を考慮し，各施設からの影響を考慮した敷地境界線上の最大実効線量評価地点における直接線及びスカイシャイン線による実効線量を算出する。

C.2.2　評価に使用するコード

他の原子力施設における評価で使用実績があり，信頼性の高い MCNP コードを使用する。

C.2.3　線源及び遮蔽

線源は各施設が内包する放射性物質量に容器厚さ，建屋壁，天井等の遮蔽効果を考慮して設定する。内包する放射性物質量や，遮蔽が明らかでない場合は，設備の表面線量率を測定し，これに代えるものとする。なお，コンクリートモジュール 200mm（密度 2.15g/cm^3）による遮蔽効果は考慮しない。

C.3　評価結果

遮蔽効果を考慮しない乾式キャスク 95 基からの直接線・スカイシャイン線による敷地境界線量は約 5.23×10^{-1}mSv/年となる。

C.4　コンクリートモジュールの耐震クラスについて

損壊したコンクリートモジュールの設備復旧には数ヶ月はかかると想定されることから公衆被ばく線量は 50μSv を超過し，なおかつ当該設備は長期的に使用する設備であることから耐震クラスは B+クラスとなる。

③　クレーンの転倒

A.　兼用キャスクへの転倒による衝突評価

「4.1.2（3）5）　クレーンの転倒評価」より，兼用キャスクにクレーンが転倒しても兼用キャスクの安全機能は維持される。

B． 結論

クレーンが転倒しても兼用キャスクの安全機能は維持されるため，公衆への被ばく影響はない。また，転倒により最大 2 基分のコンクリートモジュールを倒壊させる恐れがあるが，95 基倒壊時の公衆への被ばく影響（増加量）は約 480μSv/年であるため 2 基倒壊時の公衆への被ばく影響は十分小さい。

なお，クレーンによる兼用キャスクの搬出入の使用期間は全体の供用期間に対して十分小さいため，クレーンは非使用状態とする。

④ 検出器の脱落・エリア放射線モニタ及び制御盤の転倒

A． 検出器の兼用キャスクからの脱落

A.1 密封監視装置の脱落

密封監視装置は，兼用キャスクの一次蓋と二次蓋間の圧力を監視するため，兼用キャスク二次蓋部に設置される。蓋間圧力検出器及び計装配管は軽量であり，兼用キャスクの密封境界内との接続はないため，損傷した場合にも兼用キャスクの安全機能に波及的影響を及ぼすおそれはない。

A.2 表面温度監視装置の脱落

表面温度監視装置は，兼用キャスク表面の温度を監視するため，兼用キャスク胴部に設置される。温度検出器及び計装配管は軽量であり，兼用キャスク内部との接続はないため，損傷した場合にも兼用キャスクの安全機能に波及的影響を及ぼすおそれはない。

B． エリア放射線モニタ及び制御盤の転倒による兼用キャスクへの衝突評価

エリア放射線モニタは軽量であることから，エリア放射線モニタの衝突を想定しても，兼用キャスクの安全機能に波及的影響を及ぼすおそれはない。

また，制御盤はキャスク仮保管設備エリア端に設置されており，キャスク保管位置より十分離れていることから，制御盤の転倒を想定しても，兼用キャスクの安全機能に波及的影響を及ぼすおそれはない。

C． 結論

検出器の脱落並びにエリア放射線モニタ及び制御盤の転倒を想定しても，兼用キャスクの安全機能は維持されるため，公衆への被ばく影響はない。

4) 耐震クラス分類

キャスク仮保管設備の耐震クラス分類を表２－３に示す。

表２－３　キャスク仮保管設備の耐震クラス分類

区分	設備名称	耐震上の安全機能	耐震クラス	直接支持構造物	間接支持構造物	1F 耐震フローに基づき波及的影響防止を考慮すべき施設	規則別記 4※2に基づき損傷時の兼用キャスクの健全性評価を行う施設
				（　）内は耐震クラス，【　】内は確認用地震動※1を示す。			
兼用キャスク		・除熱機能 ・密封機能 ・遮蔽機能 ・臨界防止機能	S 相当※3	—※4	—※4	—※4	コンクリートモジュール 支持架台 クレーン （注１）
使用済燃料乾式キャスク仮保管設備	コンクリートモジュール	・遮蔽機能	B+	機器の支持構造物(B+)	コンクリート基礎【S_{B+}】	支持架台【S_{B+}】 クレーン【S_{B+}】 （注２）	－
	支持架台	・兼用キャスクの間接支持機能	C	機器の支持構造物(C)	コンクリート基礎【S_C】	－	－
	クレーン	・(運搬機能)	C	機器の支持構造物(C)	コンクリート基礎【S_C】	－	－
	コンクリート基礎	・コンクリートモジュール等の間接支持機能	C	－	－	－	－
	監視装置	・(監視機能)	C	－	－	－	－

※１　確認用地震動について，Ss は基準地震動，S_{B+}は B+クラスの施設に適用される地震動，S_C は C クラスの施設に適用される静的震度を示す。

※２　実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈

※３　「S 相当」とは，「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方」における S クラスと同等の耐震クラスをいう。本キャスクには設置許可基準規則の解釈別記 4 を適用するため本来耐震クラス分類を必要としないが，前述の規定に照らせば S クラスに分類されるため，S クラスと同等の「S 相当」とする。

※４　Ｓクラスの設備については本来直接支持構造物・間接支持構造物，波及的影響防止を考慮すべき施設についてSs機能維持が求められるが，兼用キャスクについては設置許可基準規則の解釈別記４をもとに下位クラスの構造物が損傷した場合の評価を別途行うため，支持構造物の支持や波及的影響防止を求めない。

（注１）監視装置について，蓋間圧力及び温度検出器は兼用キャスクの密封境界内との接続はないこと，エリア放射線モニタは軽量であること，制御盤との離隔距離は十分あることから，監視装置損傷時の兼用キャスクへの波及的影響評価は不要。

（注２）蓋間圧力及び温度検出器並びにエリア放射線モニタは軽量であること，制御盤との離隔距離は十分あることから，コンクリートモジュールへの波及的影響については検討不要。

5)　設計用地震力

「(2)　対象設備と構造計画」における各設備の耐震設計に用いる設計用地震力を表２－４及び表２－５に示す。

表２－４　キャスク仮保管設備に適用する地震力

区分	設備名称	耐震クラス	設計方針	静的地震力※1	動的地震力※2		
				弾性範囲	機能維持	弾性範囲	波及的影響防止（機能維持）
兼用キャスク		S 相当	・告示地震力に対して除熱・密封・遮蔽・臨界防止機能が失われないこと	－	告示地震力	－	－
使用済燃料乾式キャスク仮保管設備	コンクリートモジュール	B+	・B+クラスの地震力で遮蔽機能が失われないこと	水平：1.5Ci 鉛直：－	1/2Ss450 （注１）	－ （注２）	－ （注３）
	支持架台	C (1/2Ss450：波及的影響)	・C クラスの地震力で支持機能が失われないこと ・1/2Ss450 によりコンクリートモジュールを破損させないこと	水平：1.2Ci 鉛直：－	－	－	1/2Ss450 （注３）
	クレーン	C (1/2Ss450：波及的影響)	・C クラスの地震力で運搬機能が失われないこと ・1/2Ss450 によりコンクリートモジュールを破損させないこと	水平：1.2Ci 鉛直：－	－	－	1/2Ss450 （注３）
	コンクリート基礎	C (1/2Ss450：間接支持)	・C クラスの地震力で支持機能が失われないこと ・1/2Ss450 によりコンクリートモジュールの間接支持機能が失われないこと	水平：1.0Ci 鉛直：－	1/2Ss450	－	－ （注３）
	監視装置	C	・C クラスの地震力で監視機能が失われないこと	水平：1.2Ci 鉛直：－	－	－	－ （注４）

※１　水平地震力と鉛直地震力は同時に不利な方向の組合せで作用させる。

※２　地震力の算定に際しては，水平２方向および鉛直方向の適切な組み合わせを行う。

（注１）設計要求は機能維持であるが，弾性設計とする。

（注２）剛構造であるため，1/2Sd225 弾性範囲の評価は実施しない。

（注３）Ss900 にて損傷等が生じた場合，S クラス相当である兼用キャスクに与える波及的影響については，「4.1.2　波及的影響評価」にて評価。

（注４）蓋間圧力及び温度検出器並びにエリア放射線モニタは軽量であること，制御盤との離隔距離は十分あることから，コンクリートモジュールへの波及的影響については検討不要。また，蓋間圧力及び温度検出器は兼用キャスクの密封境界内との接続はないこと，エリア放射線モニタは軽量であること，制御盤との離隔距離は十分あることから，監視装置損傷時の兼用キャスクへの波及的影響評価は不要。

表２－５　各設備の耐震設計に用いる設計用地震力

項目		内容	摘要
(1)　適用する地震力			
	1)　告示地震力	加速度：水平 2300gal 及び鉛直 1600gal 速度：水平 2.0m/s 及び鉛直 1.4m/s	
	2)　基準地震動による地震力	基準地震動の加速度振幅に 1/2 を乗じた地震動：1/2Ss450-①，1/2Ss450-②	
	3)　静的地震力	各設備の耐震クラスに応じた静的地震力	詳細は表２－４を参照
(2)　設計用地震動		Ａ．告示地震力 ・加速度 （水平）2300gal （鉛直）1600gal ・速度 （水平）2.0m/s （鉛直）1.4m/s Ｂ．基準地震動 1/2Ss450-①，②を解放基盤表面に入力するコンクリート基礎－地盤の地震応答解析により，コンクリート基礎上面の加速度を算出し作成 ・1/2Ss450-① Ss900-①の加速度振幅に 1/2 を乗じたものである ・1/2Ss450-② Ss900-②の加速度振幅に 1/2 を乗じたものである 1)　輸送貯蔵兼用キャスク 告示地震力 2)　支持架台，コンクリートモジュール及びクレーン 1/2Ss450-①，②を解放基盤表面に入力するコンクリート基礎－地盤の地震応答解析により，コンクリート基礎上面の加速度を算出し作成	T.P. 約 -197m(Vs ＝ 約 700m/s)を解放基盤表面として定義する。

	3)　コンクリート基礎 1/2Ss450-①，②	
(3)　地震応答解析の方法	時刻歴応答解析 スペクトルモーダル解析	

6)　運転状態と地震動の組合せに対する供用状態

運転状態と地震動の組合せに対応する供用状態は表２－６とする。

表２－６　運転状態と地震動の組合せに対応する供用状態

区分	設備名称	耐震クラス	直接支持構造物	間接支持構造物	1F 耐震フローに基づき波及的影響防止を考慮すべき施設	規則別記 4※2 に基づき損傷時の兼用キャスクの健全性評価を行う施設	運転状態※3 と地震動の組合せ	供用状態※4
			（　）内は耐震クラス，【　】内は確認用地震動※1 を示す。					
兼用キャスク		S 相当※5	—※6	—※6	—※6	コンクリートモジュール 支持架台 クレーン （注１）	Ⅰ+告示地震力	Ds(ⅣAS)
使用済燃料兼用キャスク仮保管設備	コンクリートモジュール	B+	機器の支持構造物(B+)	コンクリート基礎【S_{B+}】	支持架台【S_{B+}】 クレーン【S_{B+}】 （注２）	－	Ⅰ+1/2Ss450	Cs(ⅢAS)
	支持架台	C	機器の支持構造物(C)	コンクリート基礎【S_C】	－	－	Ⅰ+1/2Ss450	Ds(ⅣAS)
	クレーン	C	機器の支持構造物(C)	コンクリート基礎【S_C】	－	－	Ⅰ+1/2Ss450	Ds(ⅣAS)
	コンクリート基礎	C	－	－	－	－	－	－
	監視装置	C	－	－	－	－	－	－

※１　確認用地震動について，Ss は基準地震動，S_{B+}は B+クラスの施設に適用される地震動，S_C は C クラスの施設に適用される静的震度を示す。

※２　実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈

※３　「運転状態Ⅰ」とは，通常運転の運転状態をいい，兼用キャスクの場合は，取り扱い時及び本設備での機器の通常の保管時の状態で「設計

事象Ⅰ」に読み替える。

※４　「原子力発電所耐震設計技術規程[JEAC4601-2008]」及び「使用済燃料貯蔵施設規格 金属キャスク構造規格(JSME S FA1-2007)」において規定される供用状態（「原子力発電所耐震設計技術指針[JEAG4601]」における許容応力状態ⅣAS 及びⅢAS 相当）

※５　「S 相当」とは，「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方」におけるＳクラスと同等の耐震クラスをいう。本キャスクには設置許可基準規則の解釈別記 4 を適用するため本来耐震クラス分類を必要としないが，前述の規定に照らせばＳクラスに分類されるため，Ｓクラスと同等の「S 相当」とする。

※６　Ｓクラスの設備については本来直接支持構造物・間接支持構造物，波及的影響防止を考慮すべき施設について Ss 機能維持が求められるが，兼用キャスクについては設置許可基準規則の解釈別記 4 をもとに下位クラスの構造物が損傷した場合の評価を別途行うため，支持構造物の支持や波及的影響防止を求めない。

（注１）監視装置について，蓋間圧力及び温度検出器は兼用キャスクの密封境界内との接続はないこと，エリア放射線モニタは軽量であること，制御盤との離隔距離は十分あることから，監視装置損傷時の兼用キャスクへの波及的影響評価は不要。

（注２）蓋間圧力及び温度検出器並びにエリア放射線モニタは軽量であること，制御盤との離隔距離は十分あることから，コンクリートモジュールへの波及的影響については検討不要。

3　基礎-地盤の応答解析

(1)　解析概要

本項目では基礎－地盤連成系の二次元ＦＥＭモデルを用いて 1/2Ss450 の地震応答解析を行い，基礎上面での応答波の応答スペクトルの作成，設計用地震力の算定を行う。解析プログラムは Super-FLUSH/2D を用いる。

(2)　地震応答解析モデル

キャスク仮保管設備の地震応答解析モデルは，コンクリート基礎と地盤について平面ひずみ要素としてモデル化した二次元ＦＥＭモデルとする。

1)　モデル化範囲と境界条件

地震応答解析モデルは，境界条件が地盤及び構造物の応力状態に影響を及ぼさないよう，十分広い領域とする。具体的なモデル化範囲と境界条件については表３－１の通り設定している。

表３－１　モデル化範囲と境界条件

	構造物幅	モデル高さ	モデル幅	境界
NS 方向	約 80m	約 236m （解放基盤表面）	約 320m （構造物幅の約 4 倍）	側方：エネルギー伝達境界 底面：粘性境界
EW 方向	約 121m	約 236m （解放基盤表面）	約 482m （構造物幅の約 4 倍）	

2)　コンクリート基礎のモデル化

キャスク仮保管設備コンクリート基礎の断面は部分的に基礎厚さが異なる（0.8～1.8m）構造であるが，モデル化に際しては厚さ 1m の一様な版としてモデル化する。この際，実際のコンクリート基礎とモデル化した版の重量が一致するように，コンクリート基礎版の密度を表３－２の通り設定している。モデル化イメージを図３－１に示す。

表３－２　コンクリート基礎版モデルの密度

	実重量(t)	モデル体積(m^3)	密度(t/m^3)
既設基礎版	20553	7672	2.679
拡張基礎版	5057	1960	2.580

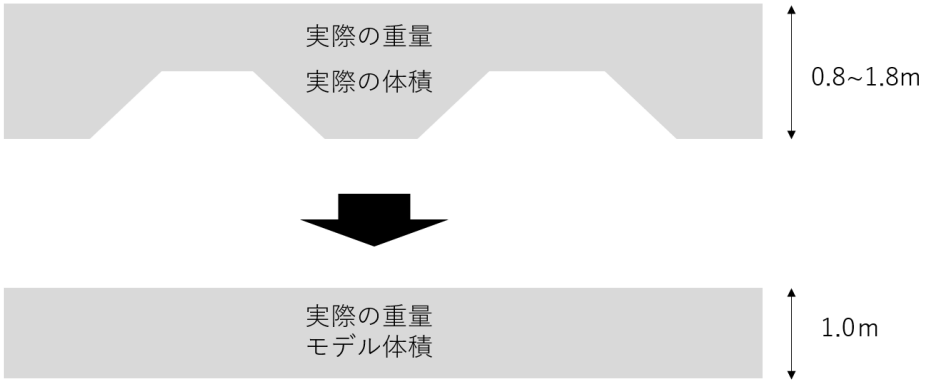


図３－１　基礎のモデル化イメージ

また，今回拡張する基礎については既設基礎と分離した構造となっており，地震応答解析のモデル上も離隔を設定している。(図３－１１参照)

3)　コンクリート基礎上の設備のモデル化

コンクリート基礎上の設備については，重量のうち大部分を占める乾式キャスクと支持架台が低重心で剛な構造物であることから，設備全体の重量を集計し，基礎版のモデル節点に均等に重量を付加することで考慮する。重量の集計表を表３－３に示す。

なお，クレーンについては既設・拡張どちらの基礎についても考慮している。

表３－３　基礎上設備重量の集計結果

設備名	1基当たり重量(kN)	既設基礎		拡張基礎	
		基数	重量(kN)	基数	重量(kN)
乾式貯蔵キャスク	1280	20	25600	0	0
輸送貯蔵兼用キャスク	1440	59	84960	16	23040
クレーン	2065	1	2065	1	2065
乾式貯蔵キャスク用コンクリートモジュール	576	20	11520	0	0
輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール	565	59	33335	16	9040
合計			157480		34145

4)　地盤のモデル化

地盤のモデル化に際して，富岡層以深の岩盤についてはキャスク仮保管設備から約100mずつ南北に離れた位置で実施した 2 箇所の深部ボーリング結果をもとに水平成層のモデルとして地層境界を設定している。参照したボーリング位置を図３－２に示す。

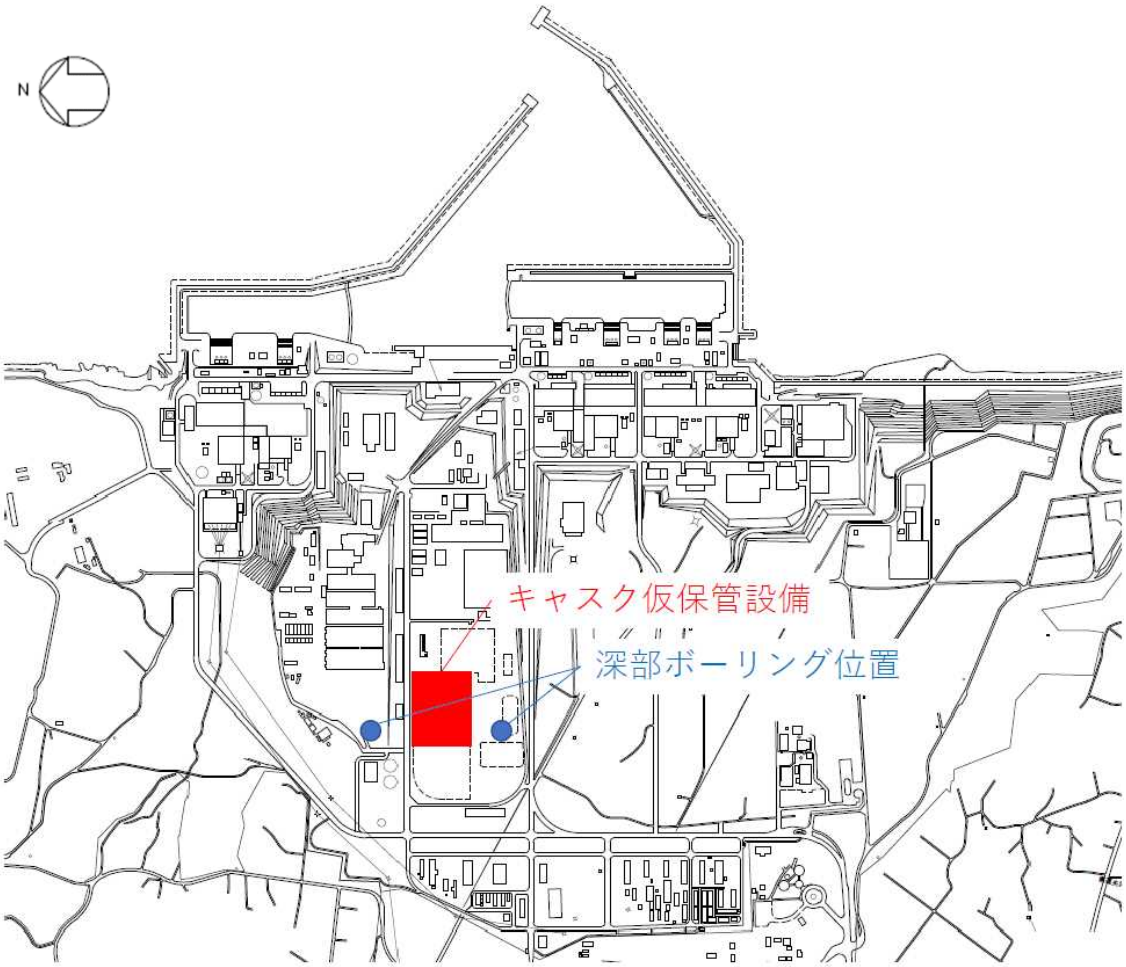


図３－２　キャスク仮保管設備と深部ボーリング実施位置の位置関係

また，支持地盤となる段丘堆積層上端の標高については，近傍のボーリング結果をもとにG.L.-3.9m と設定した。参考として既設コンクリート基礎施工時のボーリングデータを図３－３と図３－４に，ボーリング位置を図３－５に示す。実施工では改良基面まで掘削を行ってから地盤改良を実施するため，弱層が当初の想定以上に深い位置に存在する場合は追加の掘削・改良を実施し，段丘堆積層まで確実に改良を行う。

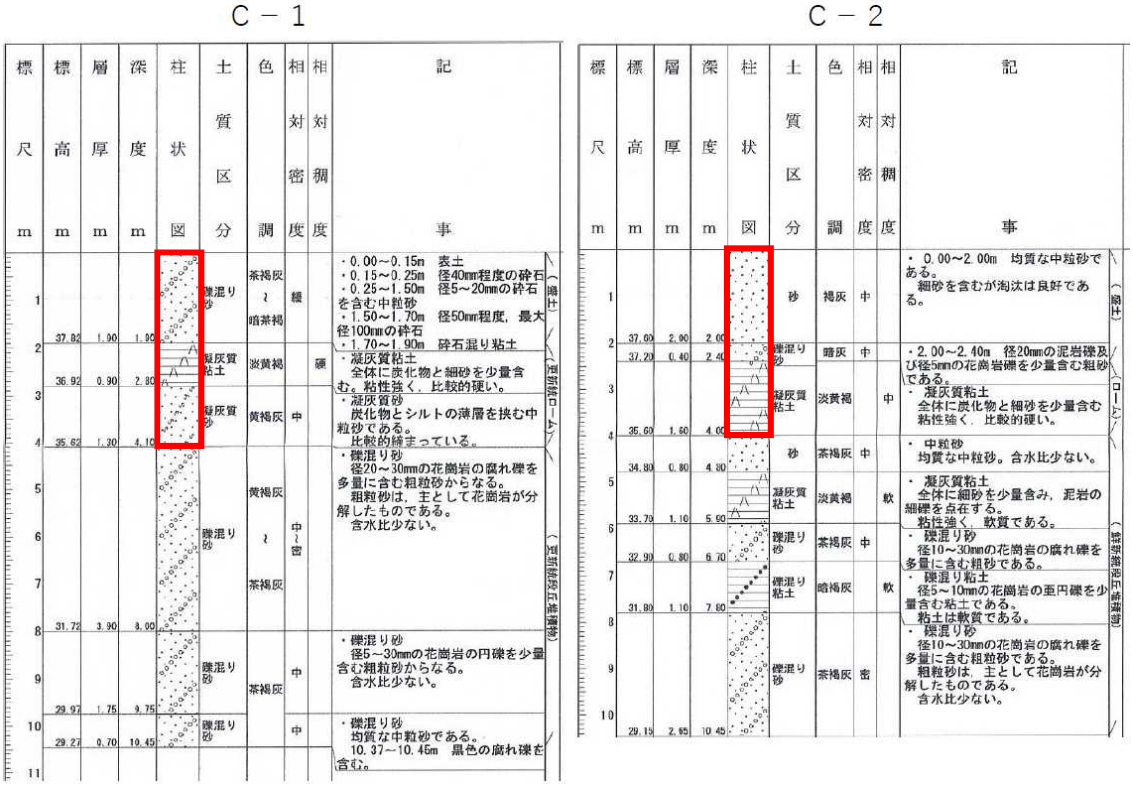


図３－３　施設近傍ボーリングデータ(南側)

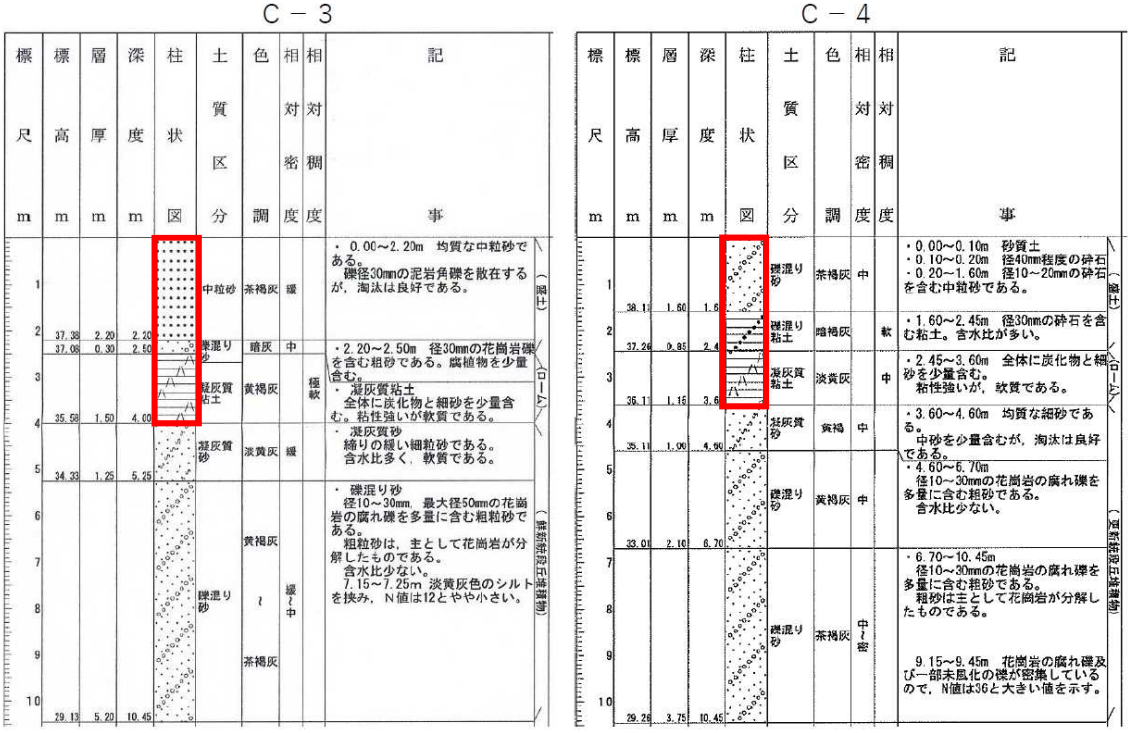


図３－４　施設近傍ボーリングデータ(北側)

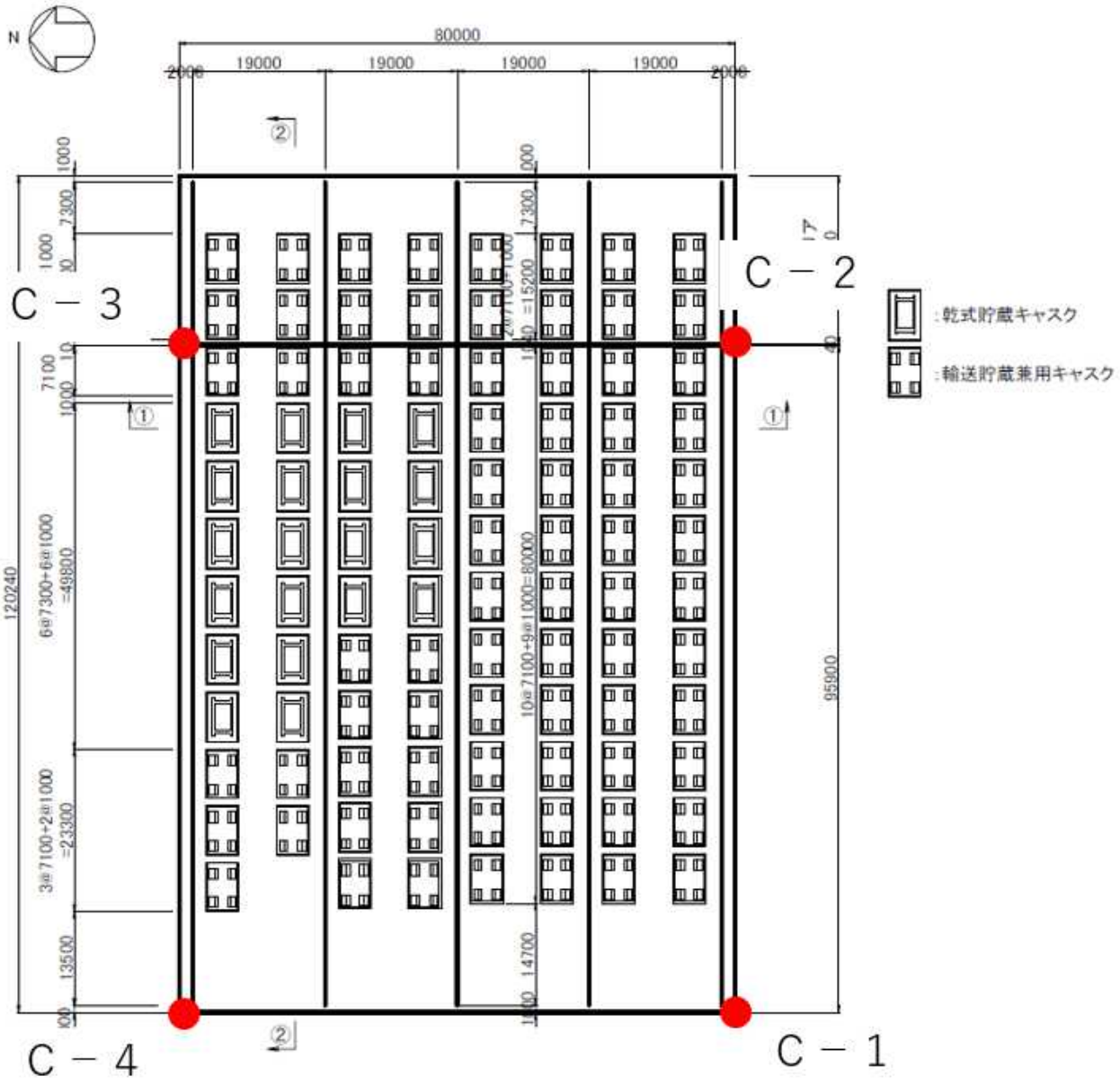


図３－５　施設近傍ボーリング位置

5)　解析用物性値

①　コンクリート基礎

コンクリート基礎の解析用材料定数については，表３－４の通り設定している。

表３－４　コンクリート基礎の材料定数

物性値	値	単位	根拠
動ポアソン比 ν_d	0.2	－	コンクリート標準示方書(2007)より設定
せん断弾性係数G_0	10,420,000	(kN/m^2)	コンクリート標準示方書(2007)より,設計基準強度(24N/mm^2)に対応するヤング係数E(25kN/mm^2)を設定，G_0の式から算出
密度 ρ	2.679(既設) 2.580(拡張)	(t/m^3)	コンクリートの実重量をモデルの体積で除して設定

②　改良地盤

改良地盤の解析用地盤定数については，表３－５の通り設定している。

表３－５　改良地盤の地盤定数

物性値	値	単位	根拠
湿潤密度	1.80	(t/m^3)	埋戻土の湿潤密度より設定
動ポアソン比	0.261	(t/m^3)	「建築物の為の改良地盤の設計及び品質管理指針」より土質の異なるセメント改良体のポアソン比の平均値を設定
せん断弾性係数G_0	380000	(kN/m^2)	「事前混合処理工法　技術マニュアル(改訂版)」より，改良地盤の一軸圧縮強度(330kN/m^2)に対応した剛性を算出
せん断弾性係数のひずみ依存特性	「6)地盤の動的変形特性」参照	－	「建築物の為の改良地盤の設計及び品質管理指針」より，基準ひずみを$\varepsilon_y = 5\times10^{-4}$と設定し，せん断ひずみに換算(1.5倍)し双曲線モデルに適用している。
減衰定数のひずみ依存特性	「6)地盤の動的変形特性」参照	－	「事前混合処理工法　技術マニュアル(改訂版)」より，改良地盤と原地盤で大きな差はないとされていることから埋戻土の減衰を設定。

③　地盤定数一覧

設定した地質層序，解析用地盤定数を表３－６に示す。コンクリートおよび改良地盤以外の地盤定数については，「福島第一原子力発電所　原子炉設置変更許可申請書」（平成５年４月）を用いている。地盤定数については平均値を用いている。

表３－６　解析用地盤定数

地層名	層標高		各地層厚	湿潤密度 ρ	せん断弾性係数 G_0	せん断波速度 Vs	強度特性	
							C	ϕ
	上端	下端	(m)	(t/m³)	(kN/m²)	(m/sec)	(N/mm²)	(°)
	G.L.(m)	G.L.(m)						
コンクリート基礎	0.100	-0.900	1.000	2.679	10,420,000	1972	-	-
埋戻土	0.000	-3.900	3.900	1.8	72,600	201	0	30
改良地盤	-0.900	-3.900	3.000	1.8	380,000	459	-	-
段丘堆積層	-3.900	-10.674	6.774	1.59	158,000	315	0.039	24.7
T3 部層　砂岩層	-10.674	-14.485	3.811	1.84	210,000	338	0.098	38.6
T3 部層　泥質部	-14.485	-20.863	6.378	1.71	427,000	500	1.5	0
T3 部層　互層部	-20.863	-31.006	10.143	1.76	302,000	414	0.098	38.6
T3 部層　泥質部	-31.006	-33.591	2.585	1.71	427,000	500	1.5	0
T3 部層　砂岩層	-33.591	-34.946	1.355	1.84	210,000	338	0.098	38.6
T3 部層　泥質部	-34.946	-38.007	3.061	1.71	427,000	500	1.5	0
T3 部層　砂岩層	-38.007	-38.572	0.565	1.84	210,000	338	0.098	38.6
T3 部層　泥質部	-38.572	-64.680	26.108	1.71	427,000	500	1.5	0
T2 部層	-64.680	-158.100	93.420	深度依存 1.76～ 1.80	深度依存 334,000～ 635,000	深度依存 436～594	深度依存 1.131～ 1.839	0
T1 部層	-158.100	-225.580	67.480	1.79	667,000	610	1.62	0
先富岡層	-225.580	-235.700	10.120	1.88	954,000	712	1.8	0
解放基盤表面	-235.700	-	-	1.88	954,000	712	1.8	0

出典：「福島第一原子力発電所　原子炉設置変更許可申請書」（平成５年４月）等

2-13 では，G.L.±0m=T.P.38.264m(※) とする。
（※）震災後の地盤沈下量（-709mm）と O.P.から T.P.への換算値（-727mm）を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞　T.P.=旧 O.P.-1,436mm

6)　地盤の動的変形特性

地盤の動的変形特性について，図３－６（１）～（９）に示す。改良地盤以外の動的変形特性については，「福島第一原子力発電所　原子炉設置変更許可申請書」（平成５年４月）を参照し，改良地盤については埋戻土と同等として設定している。

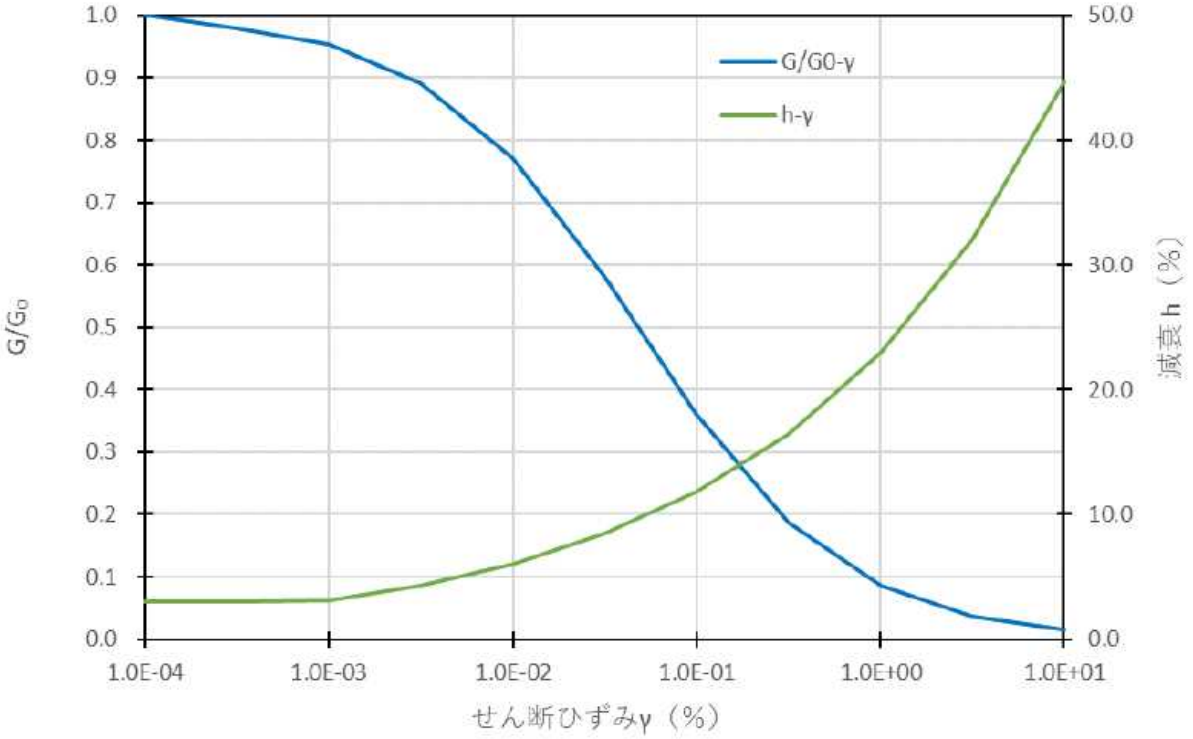


図３－６（１）　埋戻土の動的変形特性

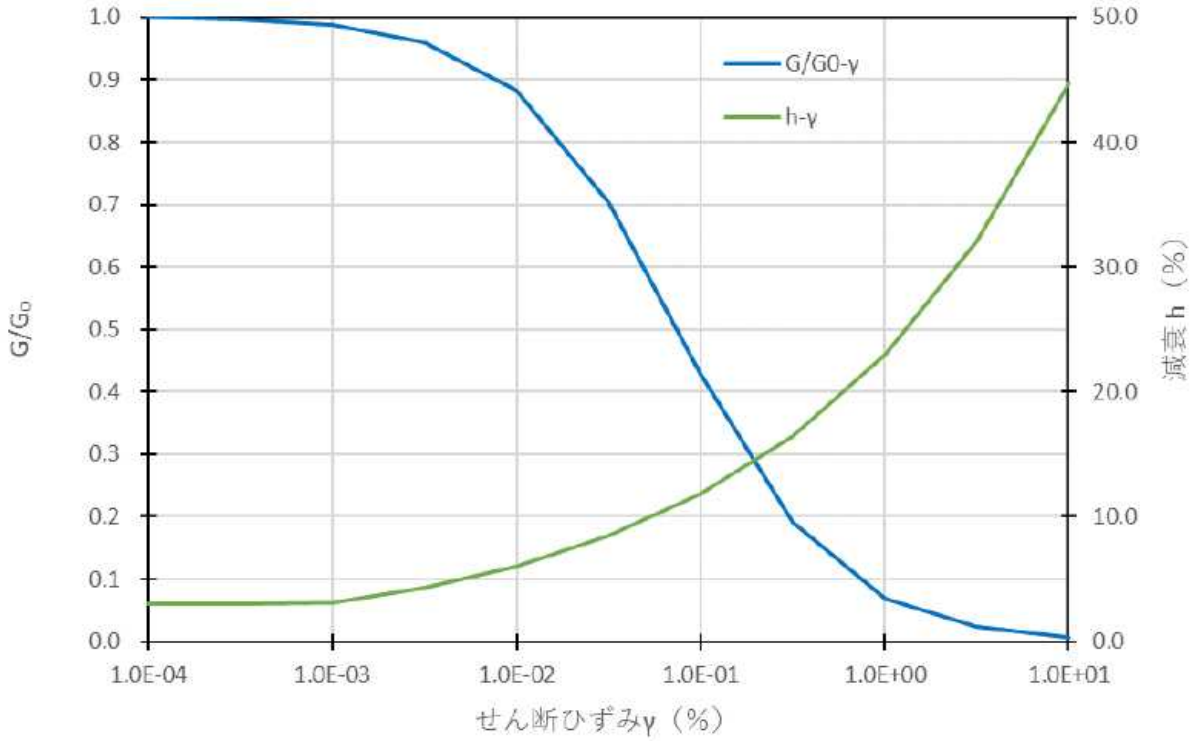


図３－６（２）　改良地盤の動的変形特性

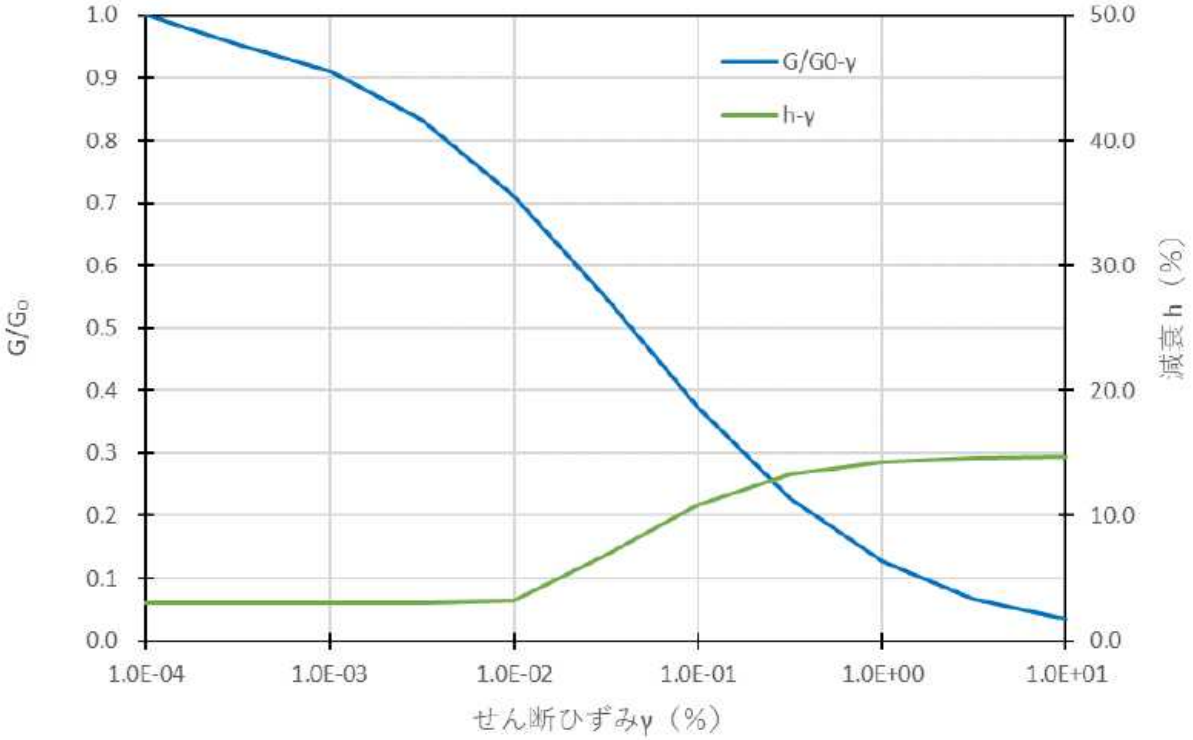


図３－６（３）　段丘堆積層の動的変形特性

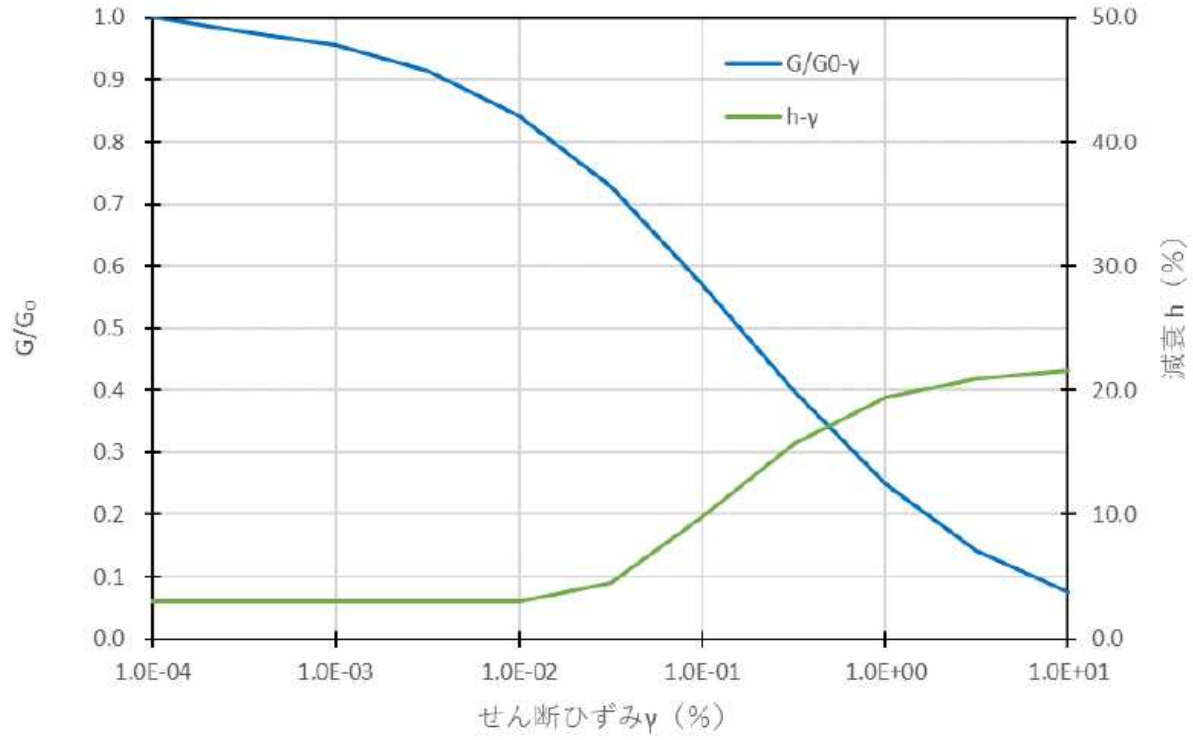


図３－６（４）　T3 部層砂岩層の動的変形特性

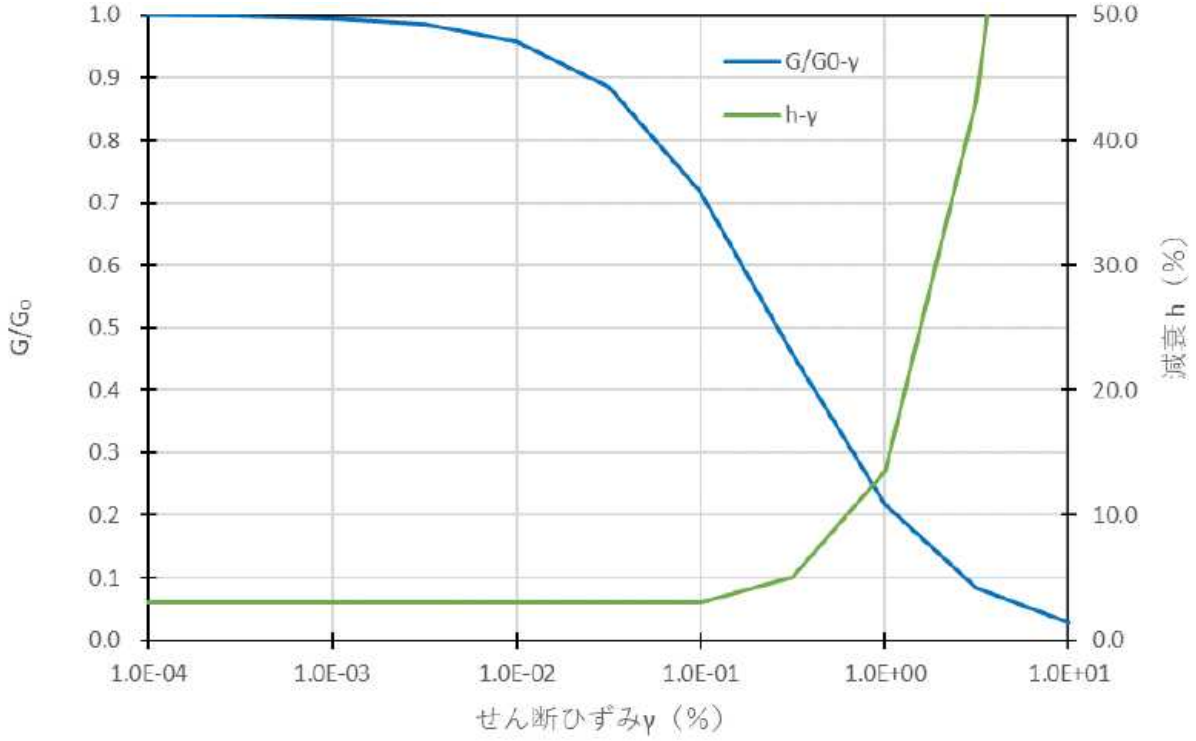


図３－６（５）　T3 部層泥質部の動的変形特性

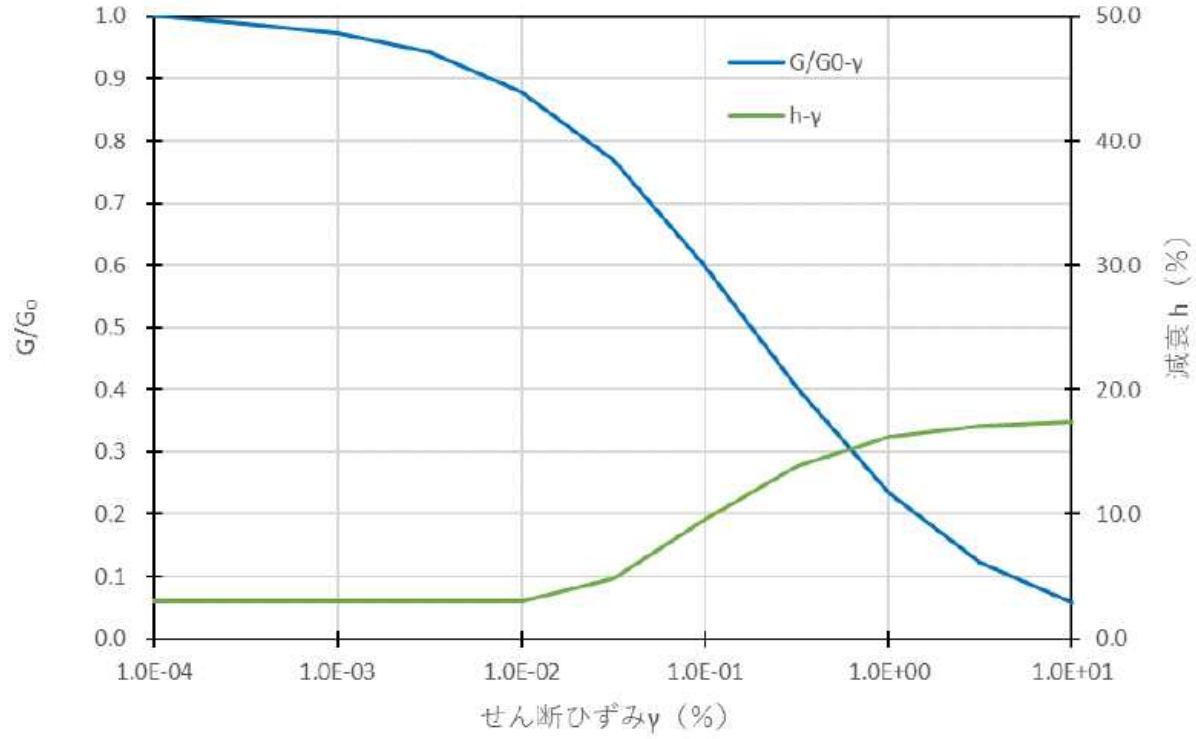


図３－６（６）　T3 部層互層部の動的変形特性

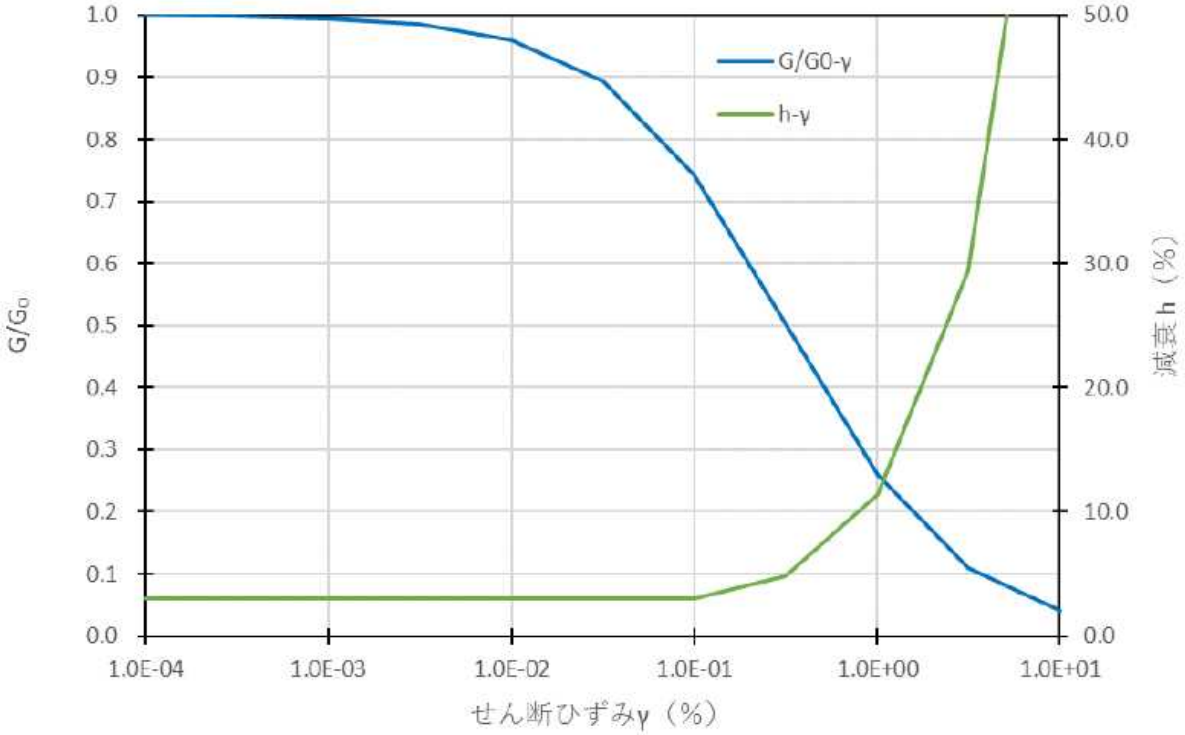


図３－６（７）　T2 部層の動的変形特性

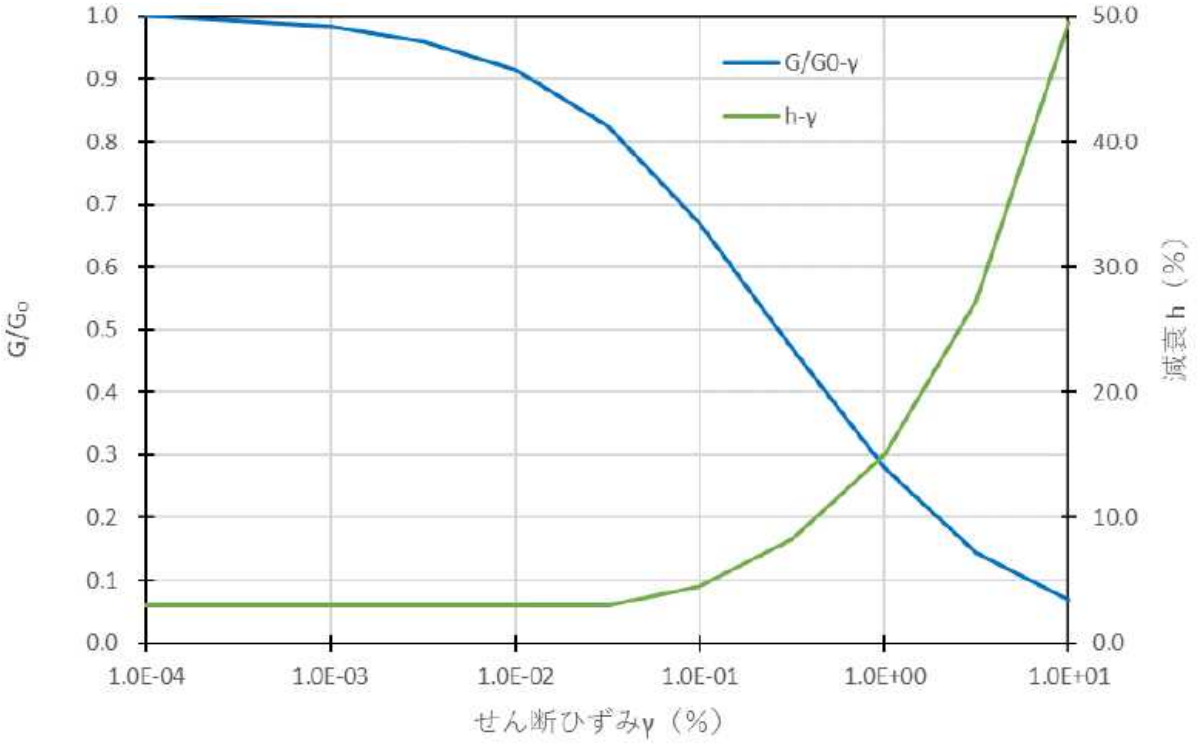


図３－６（８）　T1 部層の動的変形特性

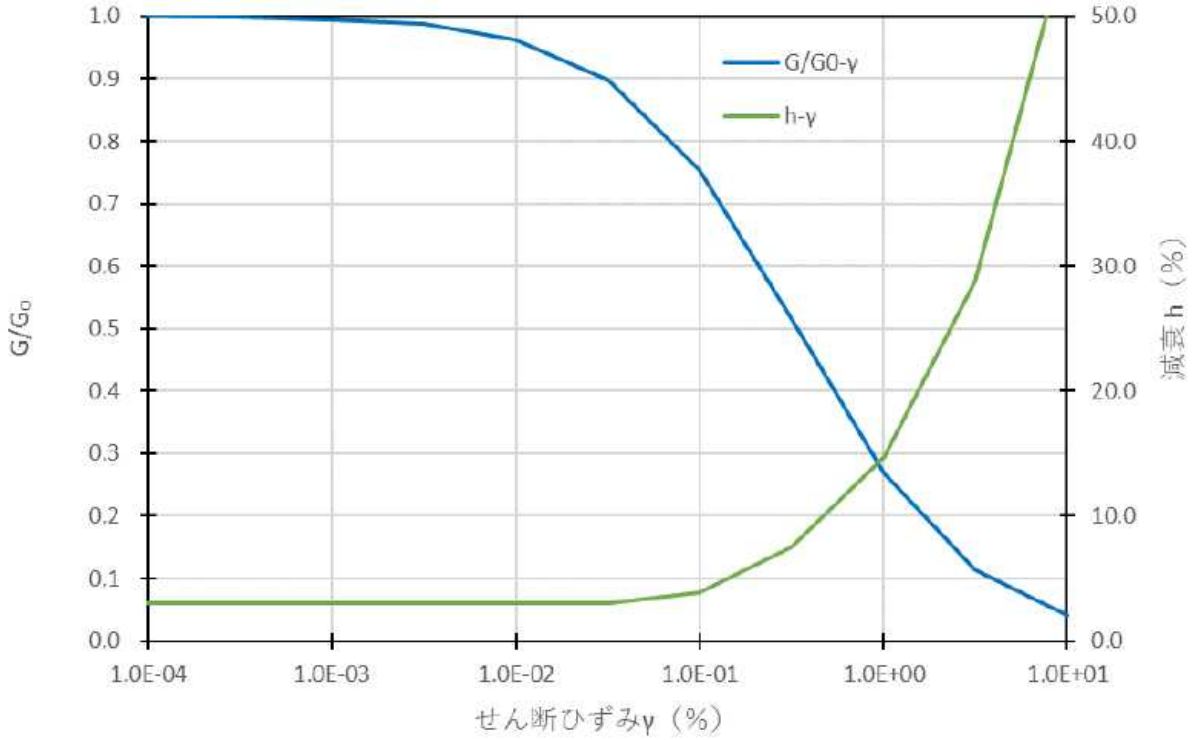


図３－６（９）　先富岡層の動的変形特性

7)　地震応答解析用モデル図

解析断面位置の平面図を図３－７に，解析モデルの概要を図３－８～図３－１１に示す。地盤は水平成層としてモデル化しており，段丘堆積層より上部で基礎・改良地盤以外の部分についてはすべて埋戻土としてモデル化している。

標高については，G.L±0m=T.P.38.264m としている。また，解析モデル底面は旧 O.P.-196m を T.P に変換した解放基盤表面(T.P.約-197m)であり，解析モデル底面に地震動を入力している。

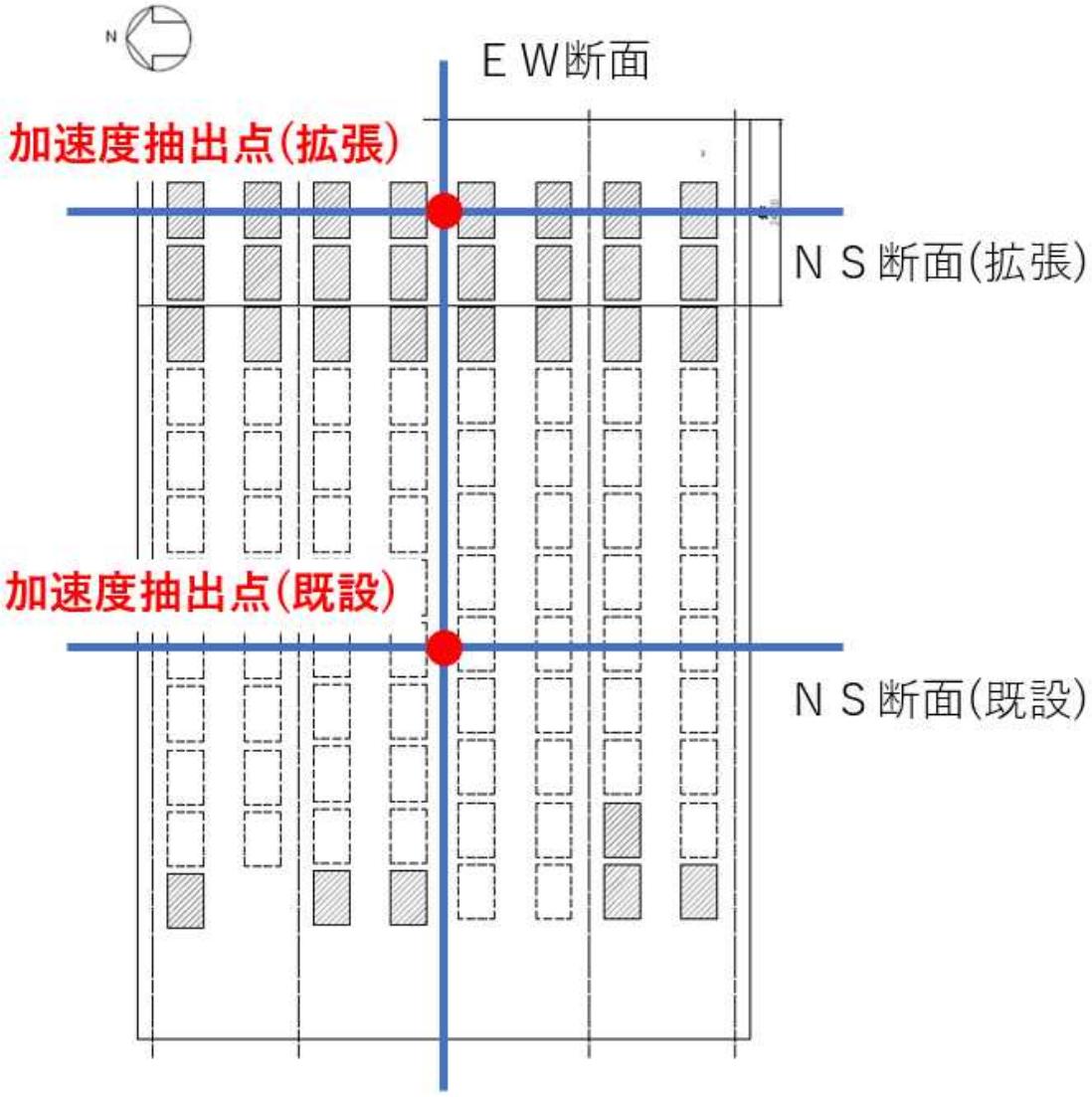


図３－７　解析断面位置と加速度抽出点

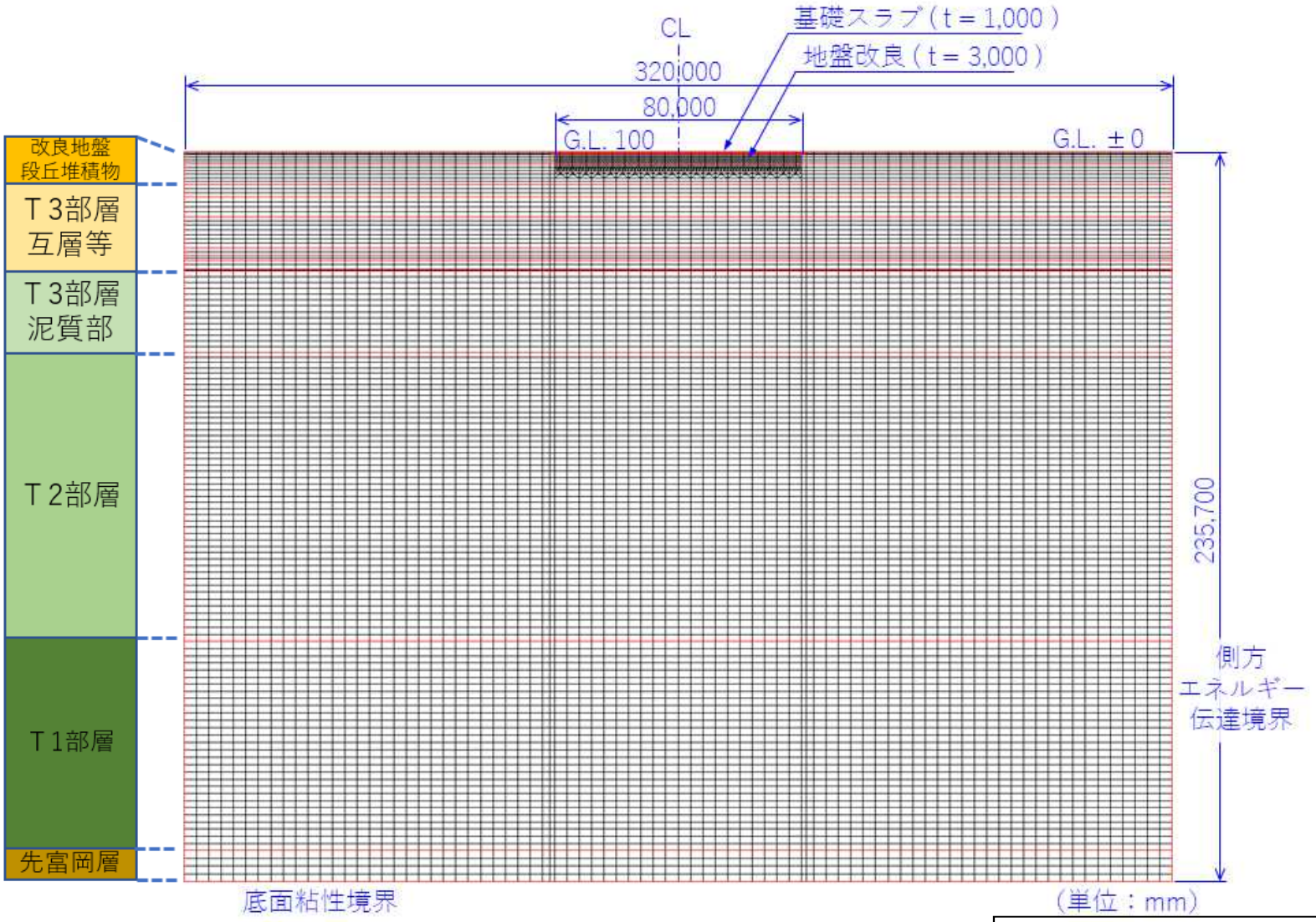


図３－８　解析モデルの概要（NS 方向　モデル全体）

G.L.±0m=T.P.38.264m (※) とする。
（※）震災後の地盤沈下量（-709mm）と O.P.から T.P.への換算値（-727mm）を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞　T.P.=旧 O.P.-1,436mm

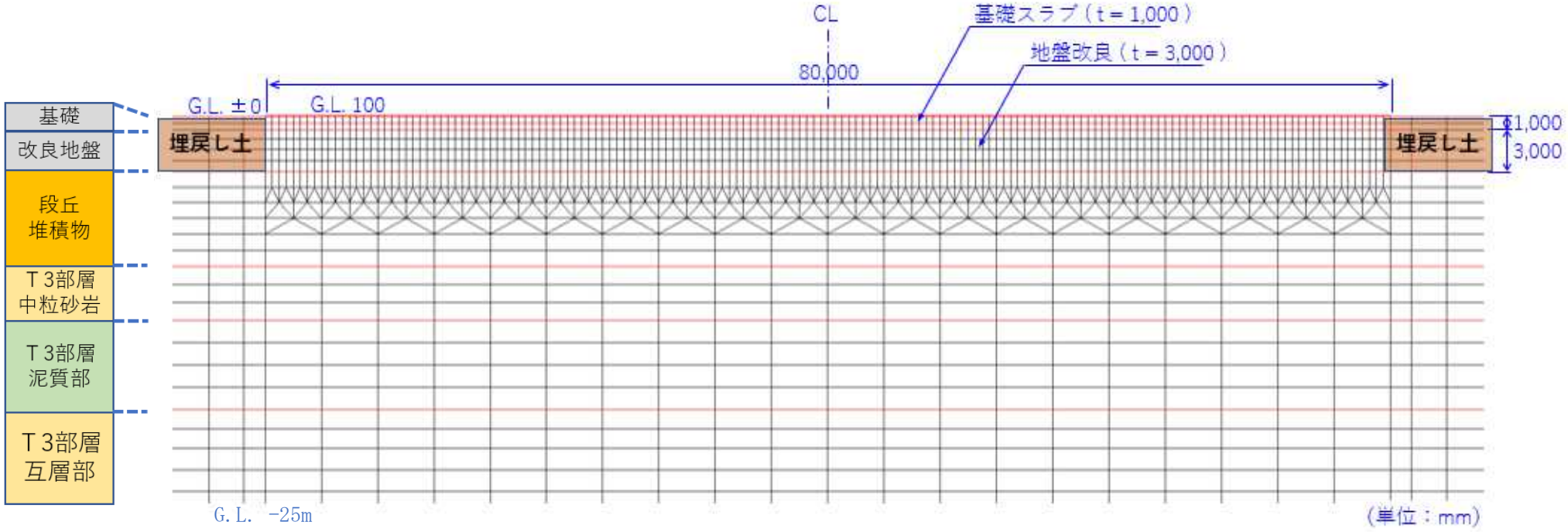


図３－９　解析モデルの概要（NS 方向　コンクリート基礎周辺部）

G.L.±0m=T.P.38.264m (※) とする。
（※）震災後の地盤沈下量（-709mm）と O.P.から T.P.への換算値（-727mm）を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞　T.P.=旧 O.P.-1,436mm

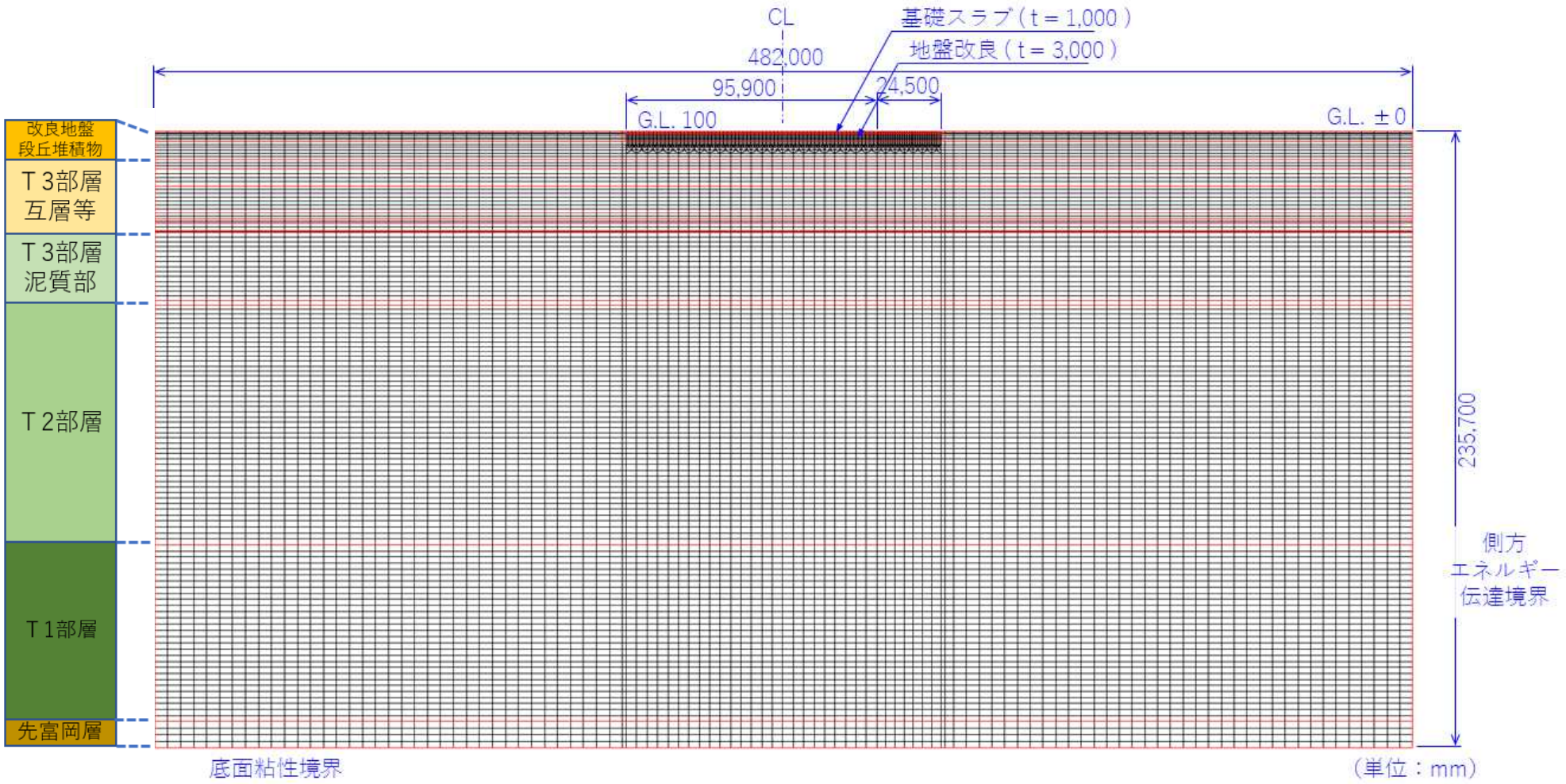


図３－１０　解析モデルの概要（EW 方向　モデル全体）

G.L.±0m=T.P.38.264m (※) とする。
（※）震災後の地盤沈下量（-709mm）と O.P.から T.P.への換算値（-727mm）を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞　T.P.=旧 O.P.-1,436mm

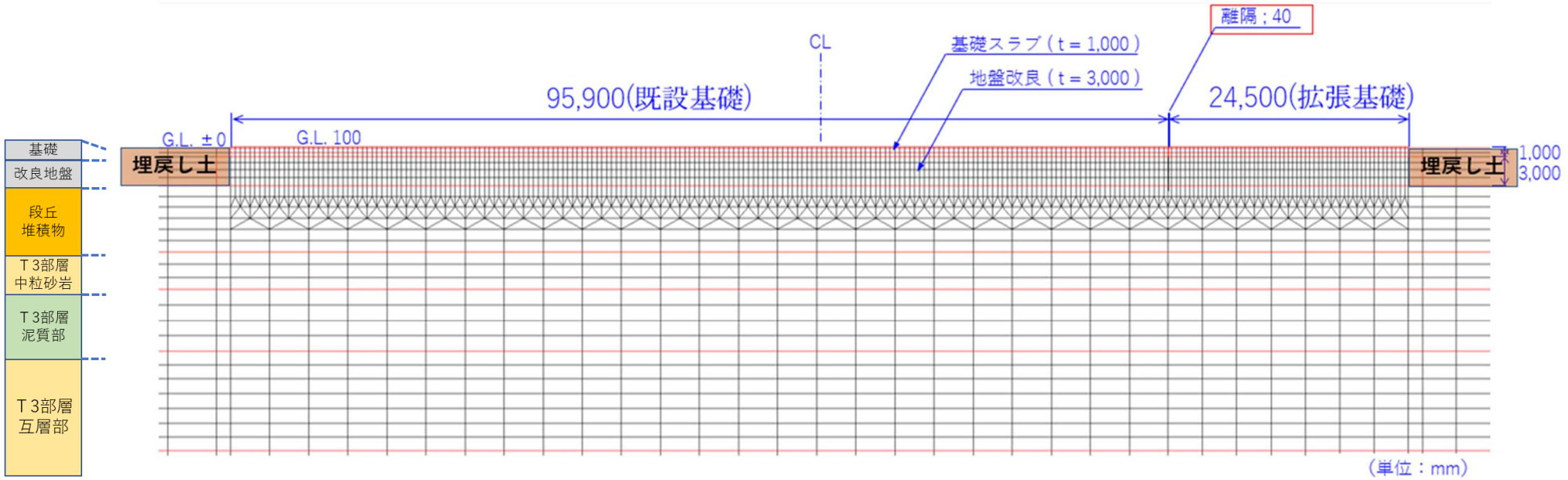


図３－１１　解析モデルの概要（EW 方向　コンクリート基礎周辺部）

G.L.±0m=T.P.38.264m(※)とする。
（※）震災後の地盤沈下量（-709mm）と O.P.から T.P.への換算値（-727mm）を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞　T.P.=旧 O.P.-1,436mm

(3)　地震応答解析による設計用地震力の算定

「3 (2) 7)　地震応答解析用モデル図」にて示した二次元ＦＥＭモデルを用いて等価線形解析による地震応答解析を行い，基礎上面の加速度の応答スペクトルから設備の設計用地震力の算定を行う。解析プログラムは Super-FLUSH/2D を用いる。

1)　地震応答解析に用いる入力地震動

入力地震動は，解放基盤表面（T.P.約-197m）で 2E にて定義される基準地震動の加速度振幅に 1/2 を乗じた設計用地震動を用いる。解析にあたっては，二次元ＦＥＭモデルに対し，該当する水平方向の地震動(NS もしくは EW)と，鉛直方向の地震動の２つの地震動について同時入力を行う。解放基盤表面位置における加速度振幅に 1/2 を乗じた設計用地震動の加速度時刻歴波形を図３－１２～図３－１６に示す。

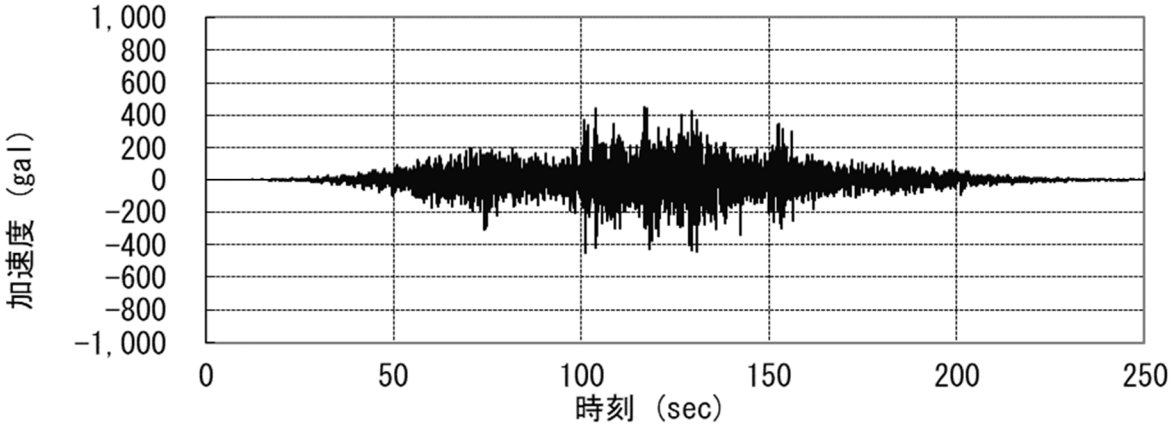


図３－１２　1/2Ss450-①（水平方向）

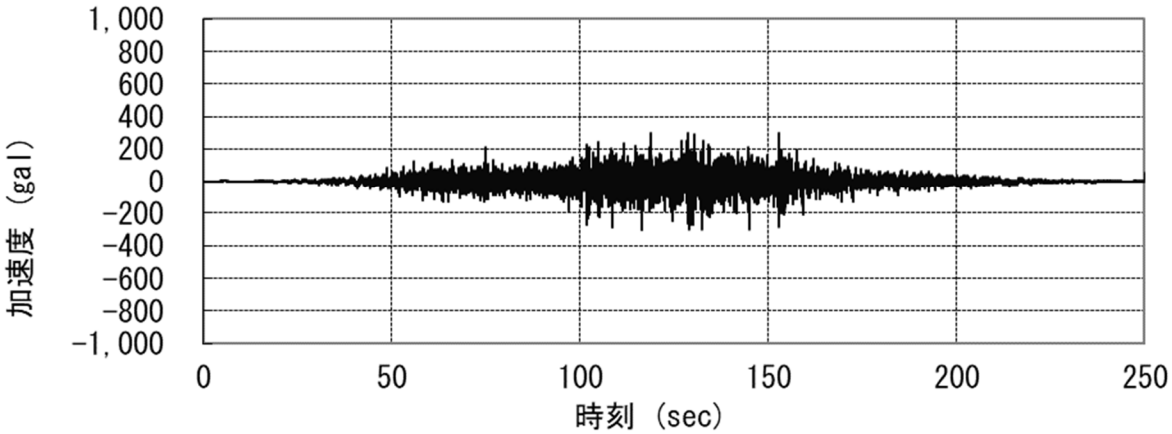


図３－１３　1/2Ss450-①（鉛直方向）

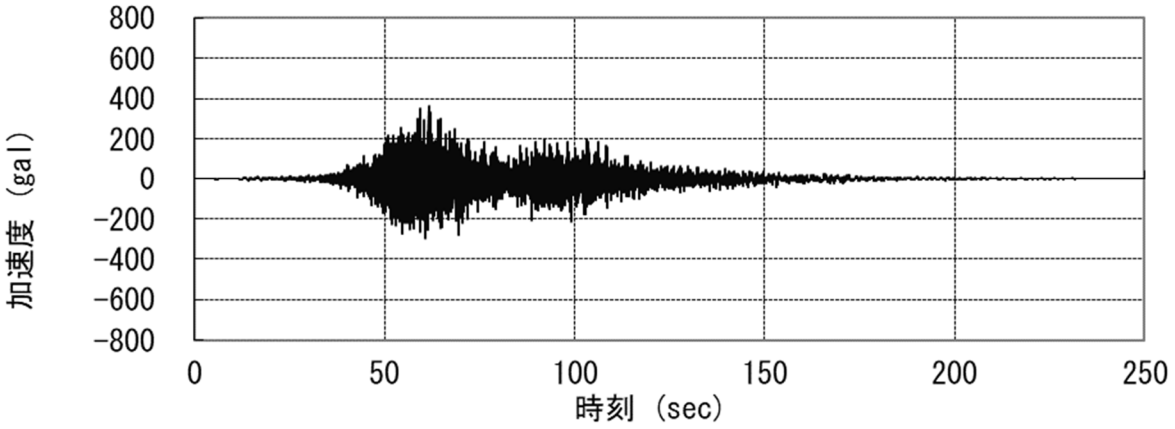


図３－１４　1/2Ss450-②（NS 方向）

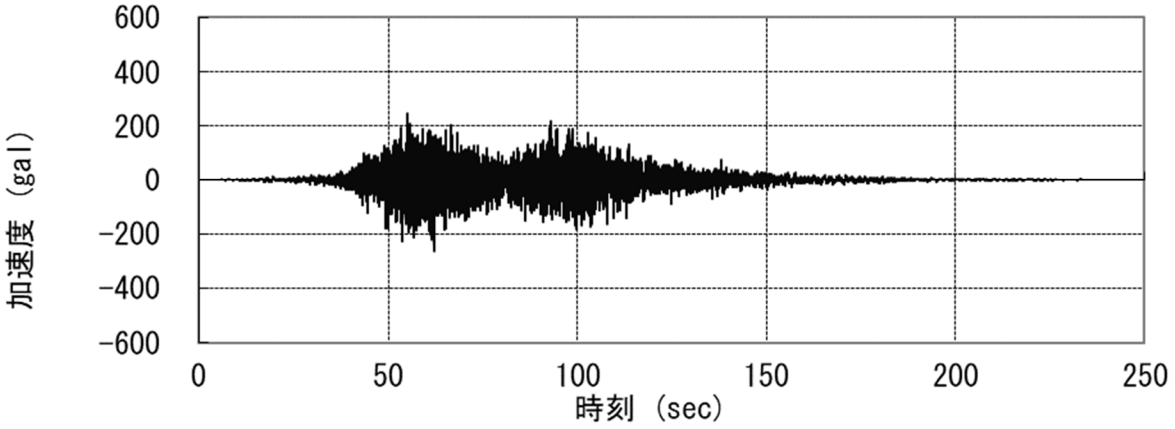


図３－１５　1/2Ss450-②（EW 方向）

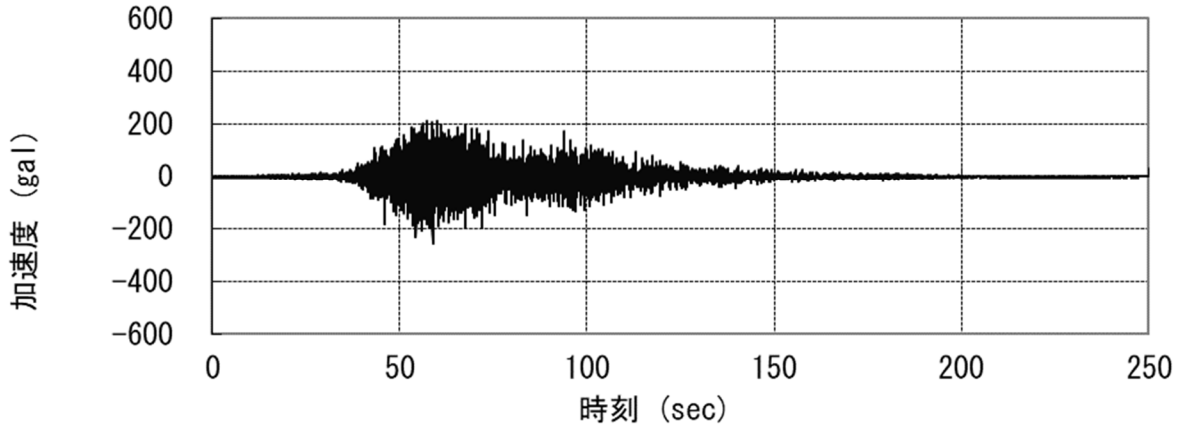


図３－１６　1/2Ss450-②（UD 方向）

1/2Ss450-①については方向性を定めない波であるため，入力の際に位相を反転させたケースについても解析を行う。位相の組み合わせについて表３－７に示す。

表３－７　入力地震動における位相の組み合わせ

	位相の組み合わせ(水平，鉛直※1)			
	（＋，＋）	（＋，－）	（－，＋）	（－，－）
1/2Ss450-①	○	○※3	－※2	－
1/2Ss450-②	○	－	－	－

※１　位相の組み合わせは解析モデルに対する地震動の入力位相を表しており，位相の記載は（水平の正負，鉛直の正負）の形で示している。例として（＋，＋）に対して（＋，－）の組み合わせは，基準地震動を入力する際に鉛直方向の地震動についてのみ位相を反転させて入力することを表している。

※２　解析手法が等価線形解析であることから，（＋，＋）と（－，－），（＋，－）と(－，＋)については計算上加速度応答の絶対値が等しく，向きのみ反対の結果となるため（－，－）と(－，＋)については解析を省略している。

※３　ＮＳ断面については地震応答解析モデルがモデル中央を軸として左右対称であることから，（＋，＋）と（＋，－）の位相で計算上水平方向の加速度応答の絶対値が等しく，向きのみ反対の結果となるため，（＋，－）の解析を省略している。

位相反転を省略したケースについての耐震評価における考慮の状況は以下の通り。

コンクリート基礎の静的解析においては支持する機器の配置を考慮して各方向の最大加速度の絶対値を北方向・東方向，鉛直下方向に作用させている。

乾式キャスク・鋼製支持架台・クレーンの静的解析においては水平方向の最大加速度の絶対値と鉛直方向の最大加速度の絶対値を北方向，東方向，鉛直下方向に作用させている。乾式キャスク・鋼製支持架台・クレーンについては東西・南北方向にほぼ対称の構造物であり，地震力の方向(位相反転)による影響は小さいと考えられる。

コンクリートモジュール・クレーンの動的解析については入力地震動の位相反転を行っていないが，コンクリートモジュール・クレーンともに東西・南北方向にほぼ対称の構造物であり，位相反転による影響は小さいと考えられる。

2)　地震応答解析結果

①　加速度抽出点

加速度抽出点としては，既設基礎版中央と拡張基礎版中央の２点としている。加速度抽出点の平面図を図３－１７に示す。

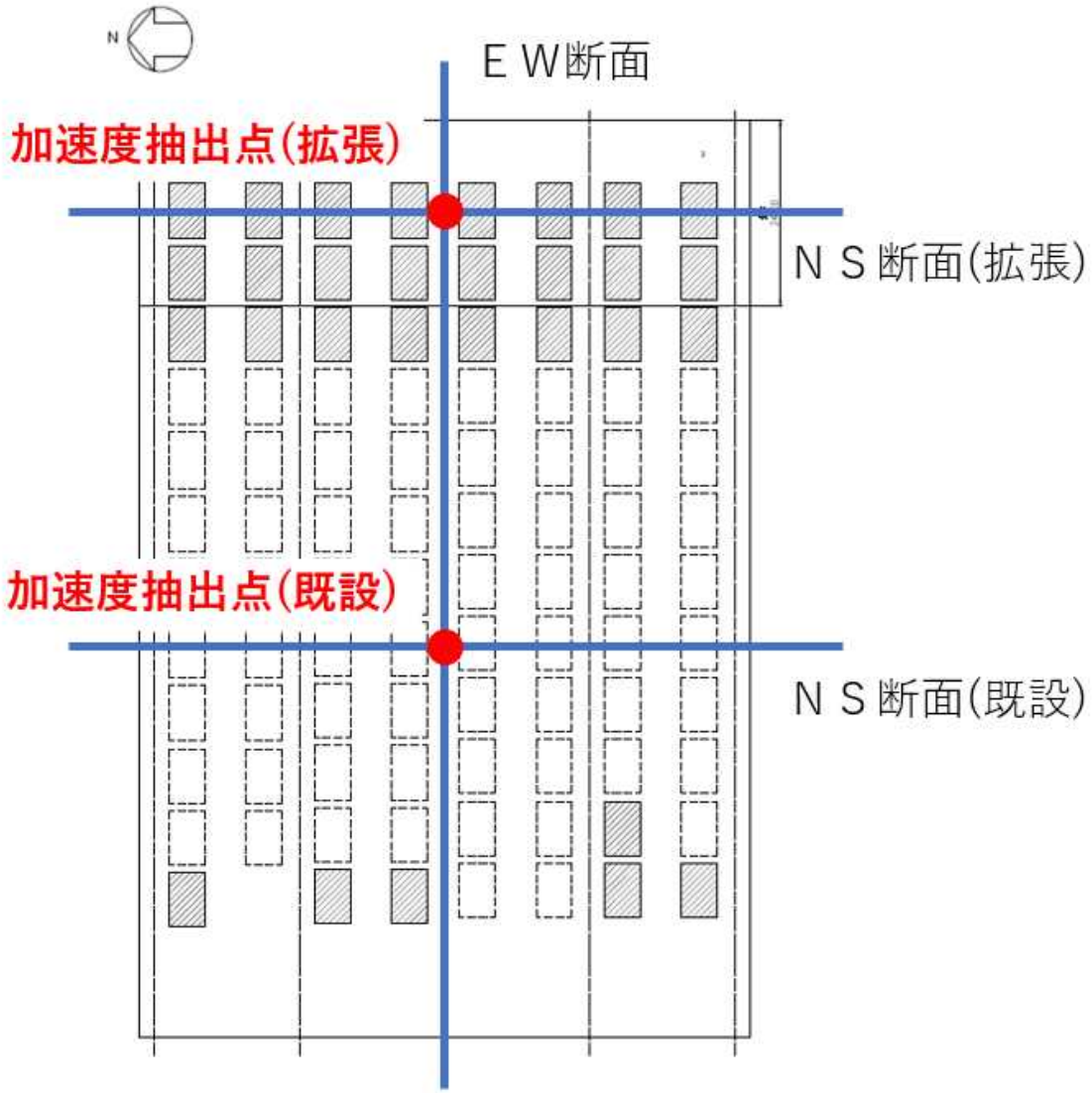


図３－１７　解析断面位置と加速度抽出点（再掲）

② 加速度応答時刻歴波形

地震応答解析によって得られた，地表面基礎中央部における加速度応答時刻歴を図３－１８（１）～（２０）に示す。

1/2Ss450①(++)-H 既設 NS 断面 Max：-535.55 gal

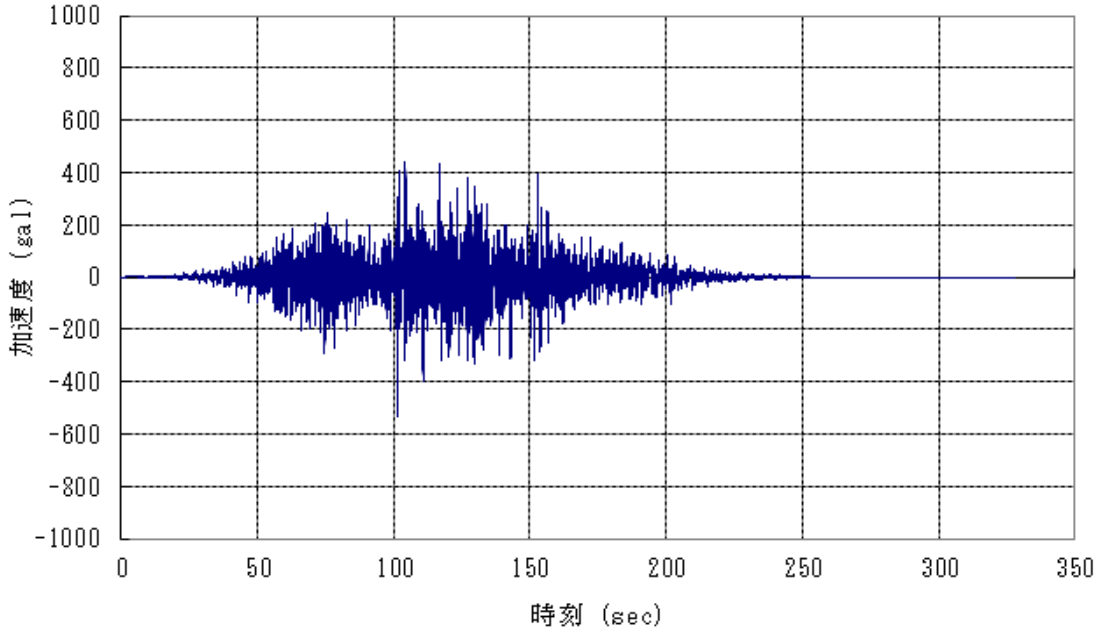


図３－１８（１）　1/2Ss450①(++)　既設 NS 断面水平方向

1/2Ss450①(++)-V 既設 NS 断面 Max：-327.811 gal

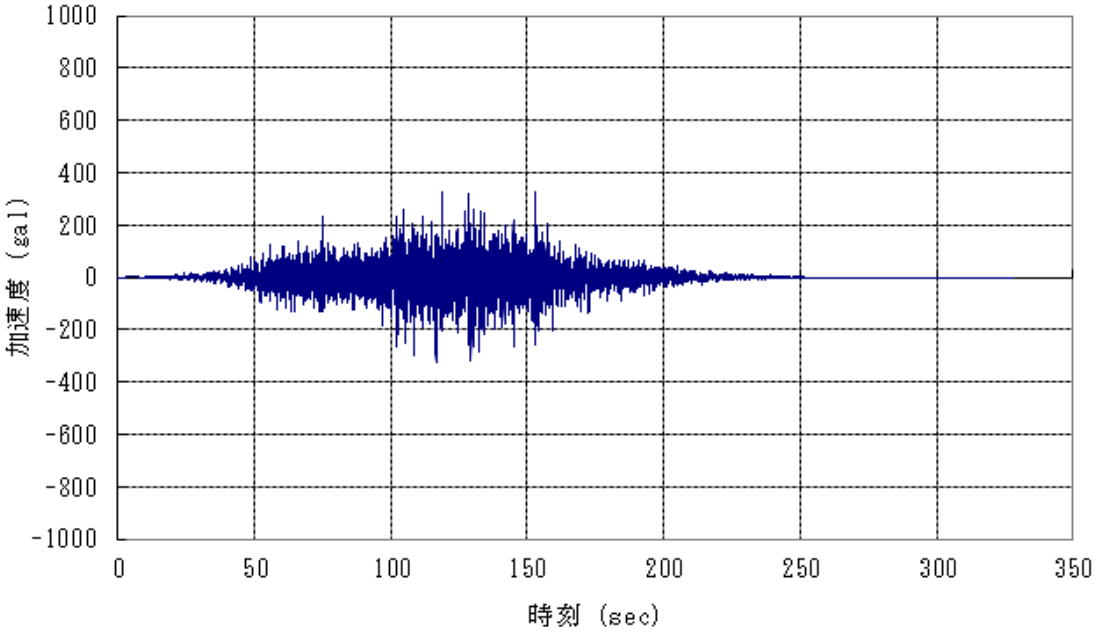


図３－１８（２）　1/2Ss450①(++)　既設 NS 断面鉛直方向

1/2Ss450②(++)-NS 既設 NS 断面 Max：-287.542 gal

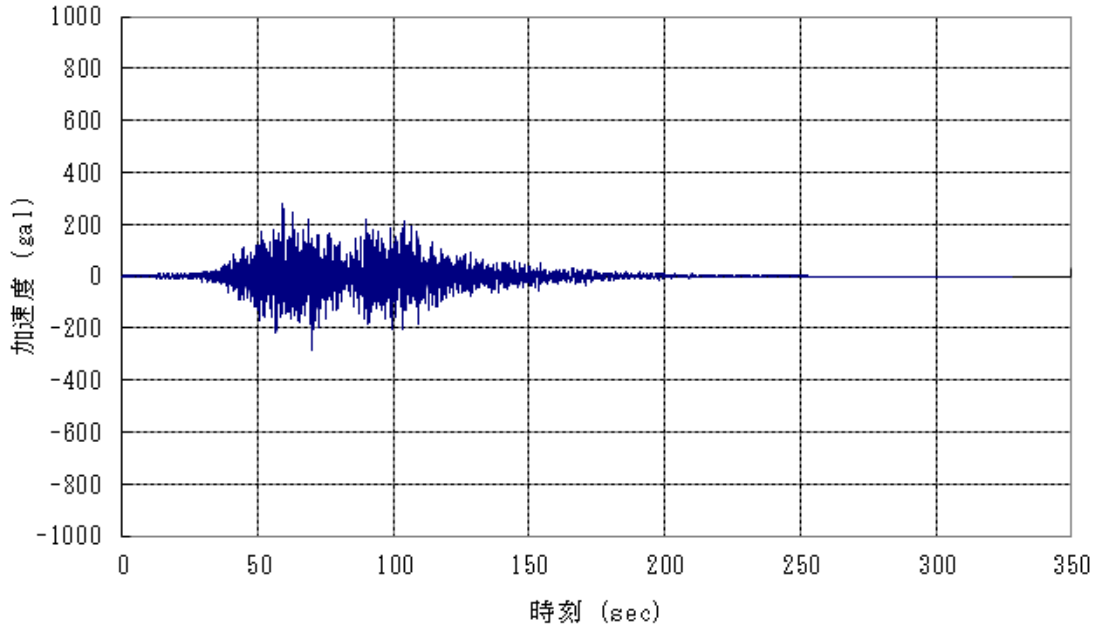


図３－１８（３）　1/2Ss450②(++)　既設 NS 断面水平方向

1/2Ss450②(++)-UD 既設 NS 断面 Max：-268.173 gal

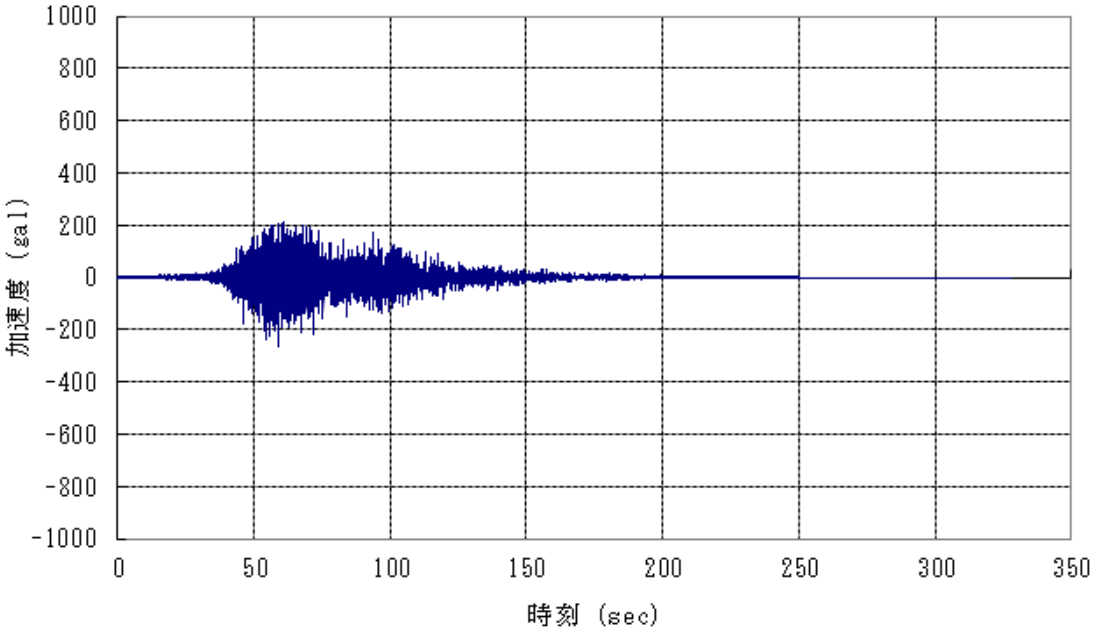


図３－１８（４）　1/2Ss450②(++)　既設 NS 断面鉛直方向

1/2Ss450①(++)-H 既設 EW 断面 Max：-528.227 gal

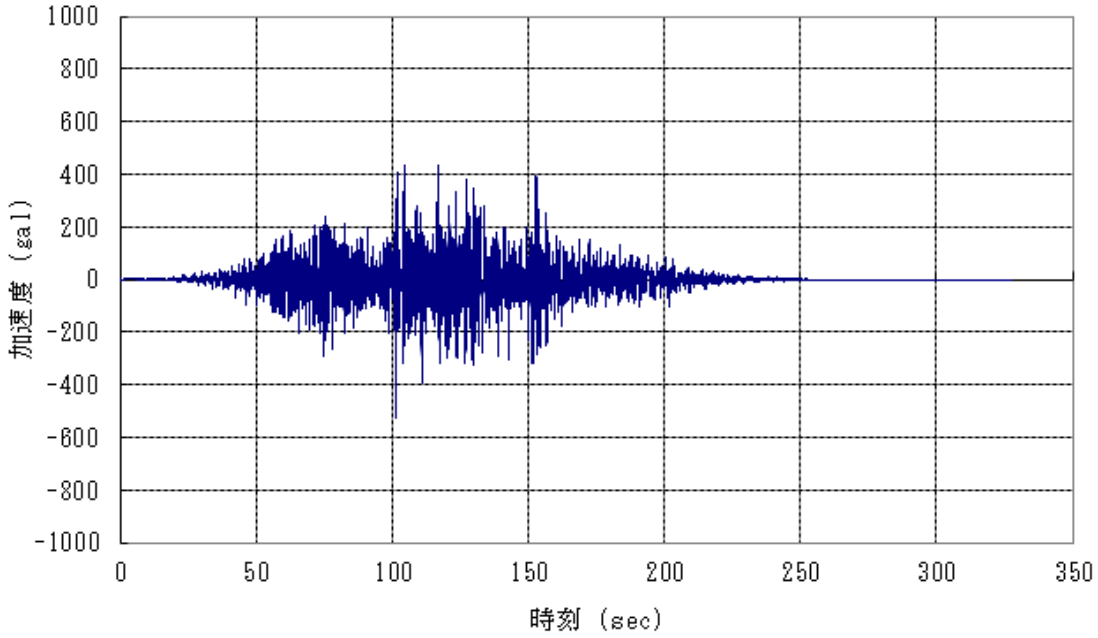


図３－１８（５）　1/2Ss450①(++)　既設 EW 断面水平方向

1/2Ss450①(++)-V 既設 EW 断面 Max：-335.457 gal

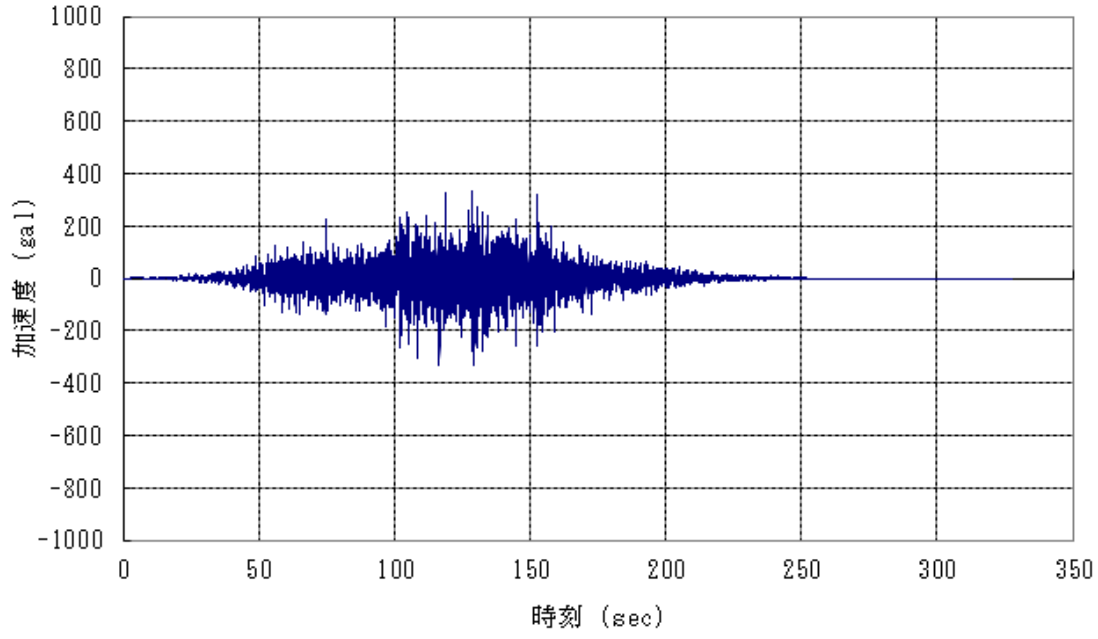


図３－１８（６）　1/2Ss450①(++)　既設 EW 断面鉛直方向

1/2Ss450①(+-)-H 既設 EW 断面 Max：-532.549 gal

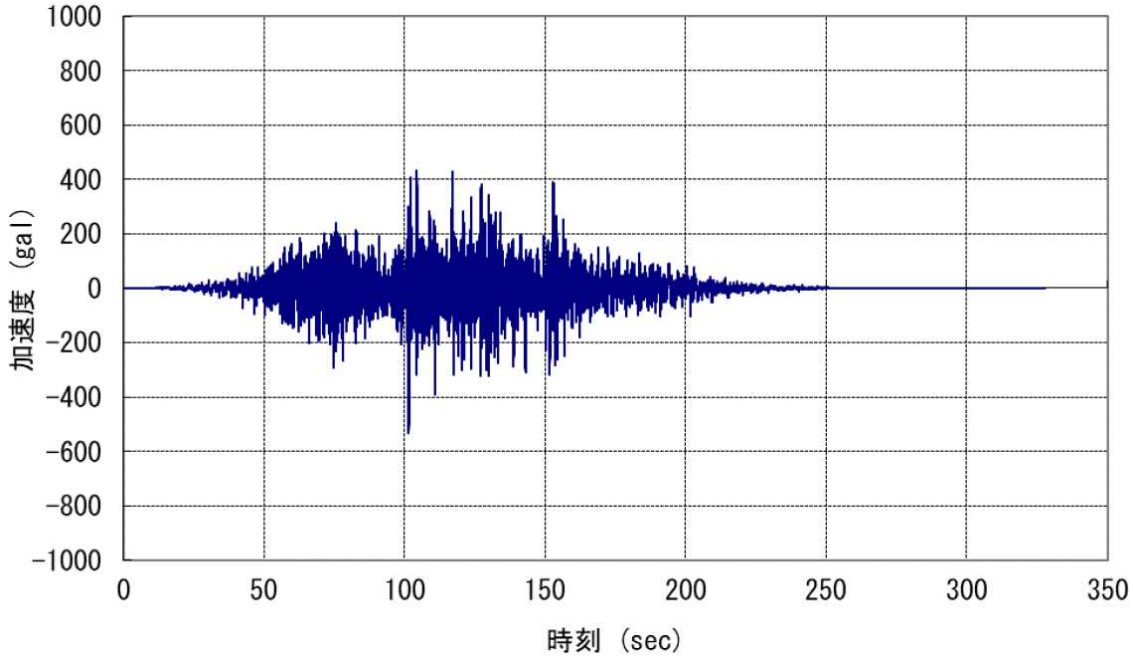


図３－１８（７）　1/2Ss450①(+-)　既設 EW 断面水平方向

1/2Ss450①(+-)-V 既設 EW 断面 Max：-332.603 gal

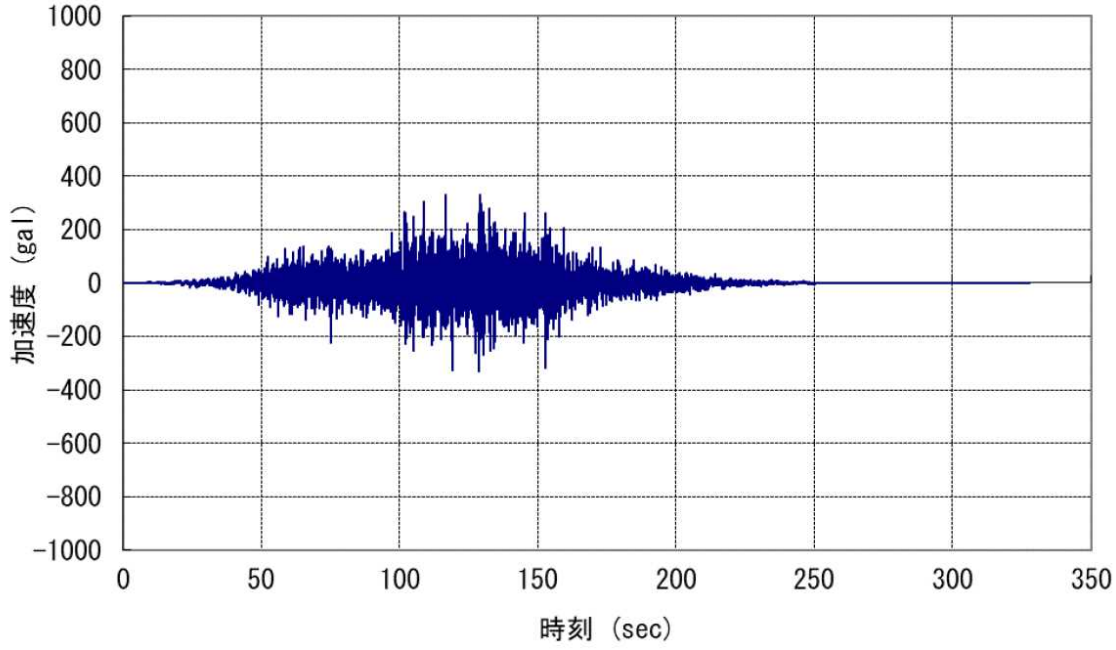


図３－１８（８）　1/2Ss450①(+-)　既設 EW 断面鉛直方向

1/2Ss450②(++)-EW 既設 EW 断面 Max：232.090 gal

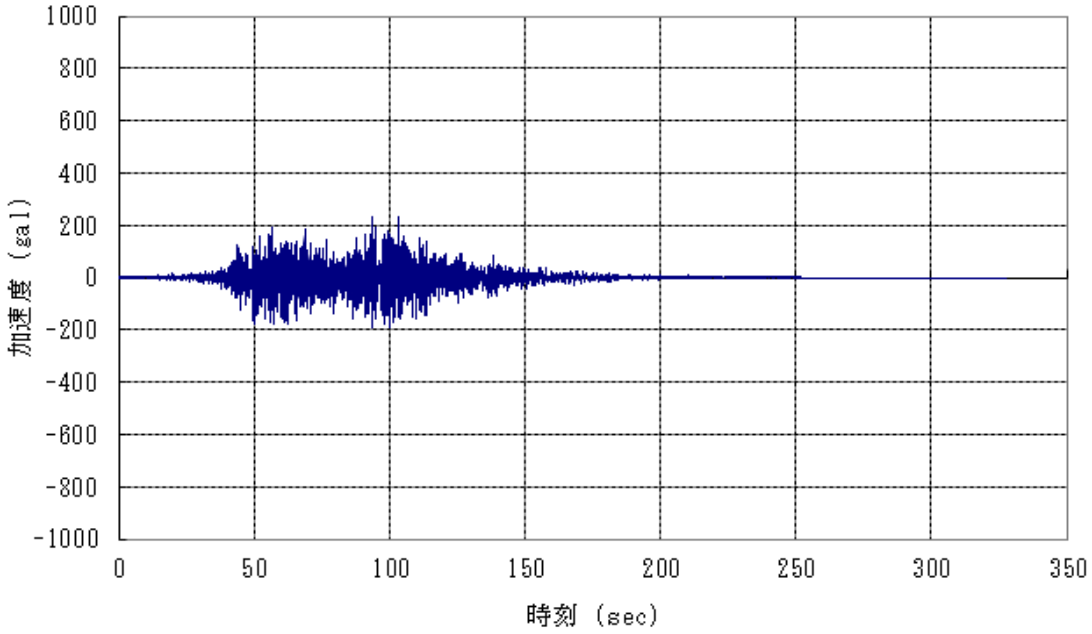


図３－１８（９）　1/2Ss450②(++)　既設 EW 断面水平方向

1/2Ss450②(++)-UD 既設 EW 断面 Max：-264.444 gal

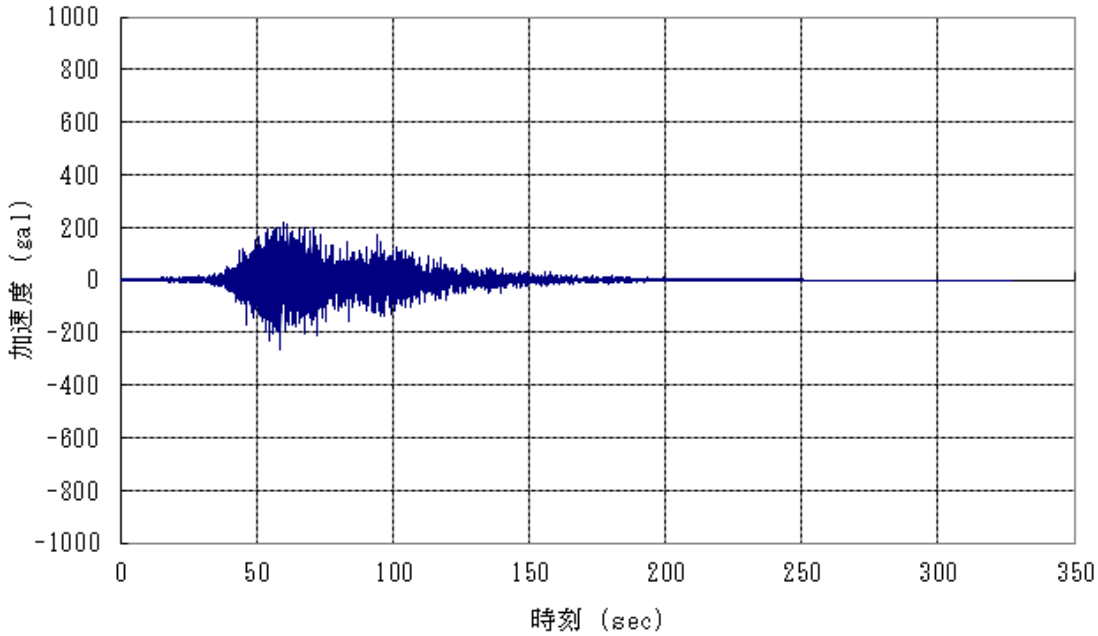


図３－１８（１０）　1/2Ss450②(++)　既設 EW 断面鉛直方向

1/2Ss450①(++)-H 拡張 NS 断面 Max：-539.371 gal

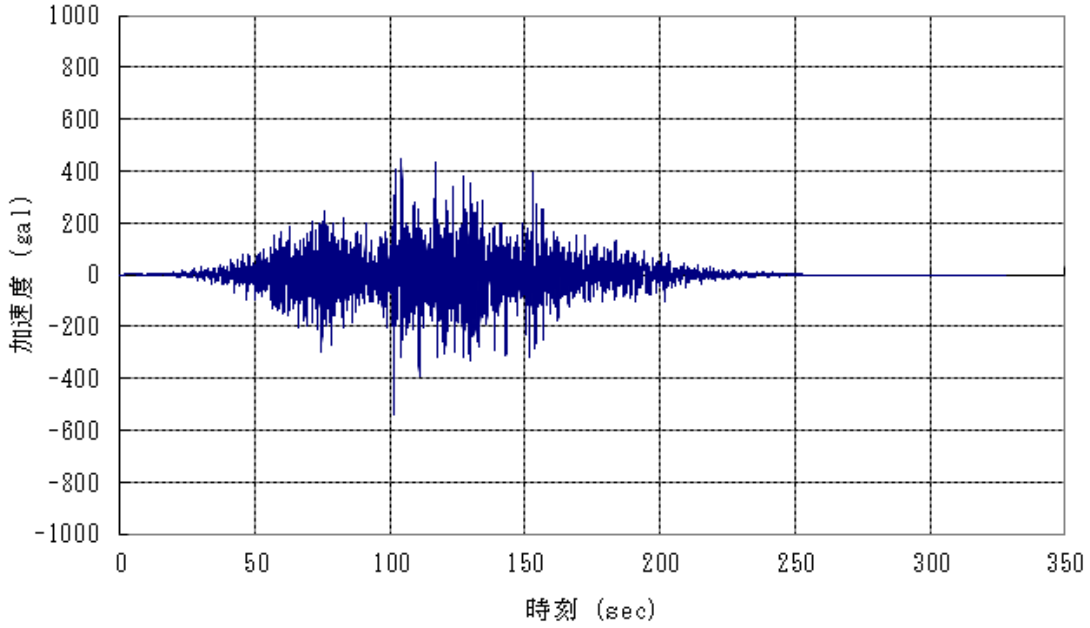


図３－１８（１１）　1/2Ss450①(++)　拡張 NS 断面水平方向

1/2Ss450①(++)-V 拡張 NS 断面 Max：325.307 gal

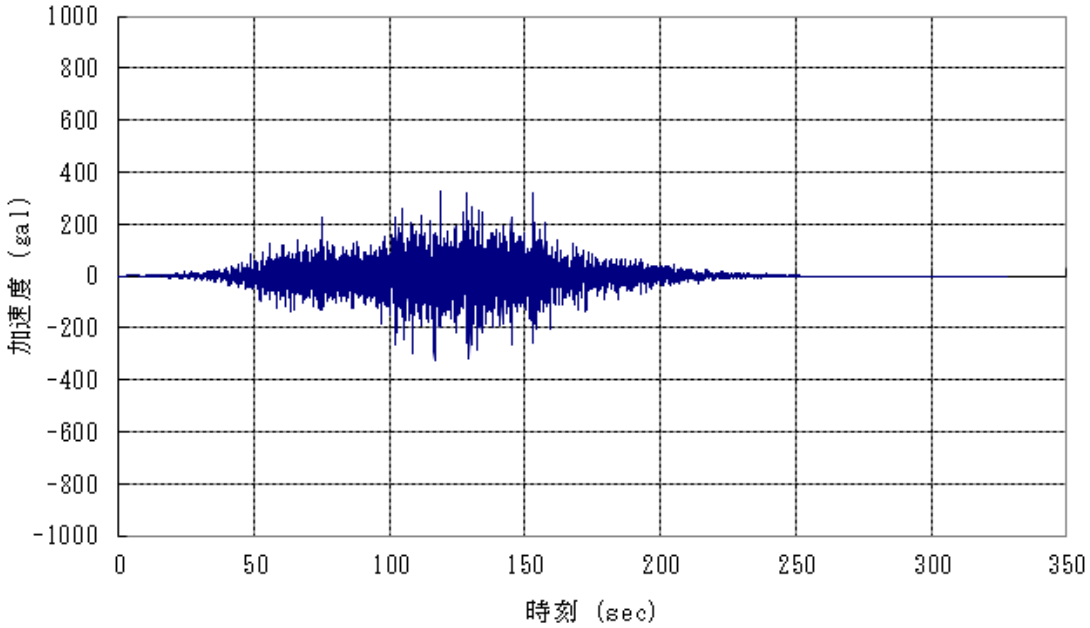


図３－１８（１２）　1/2Ss450①(++)　拡張 NS 断面鉛直方向

1/2Ss450②(++)-NS 拡張 NS 断面 Max：-288.058 gal

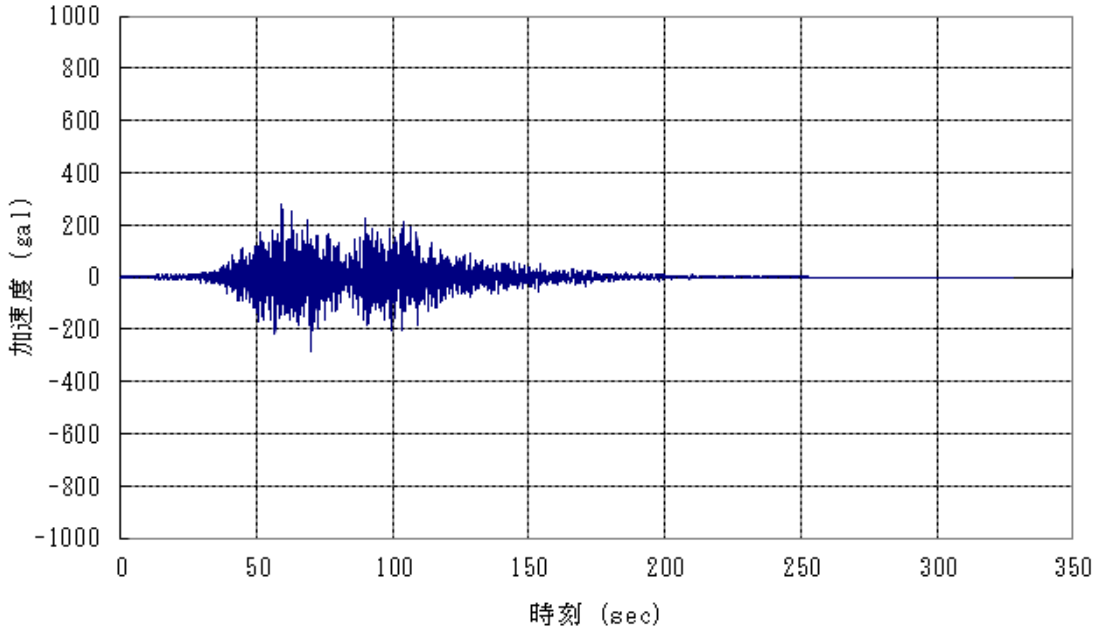


図３－１８（１３）　1/2Ss450②(++)　拡張 NS 断面水平方向

1/2Ss450②(++)-UD 拡張 NS 断面 Max：-268.523 gal

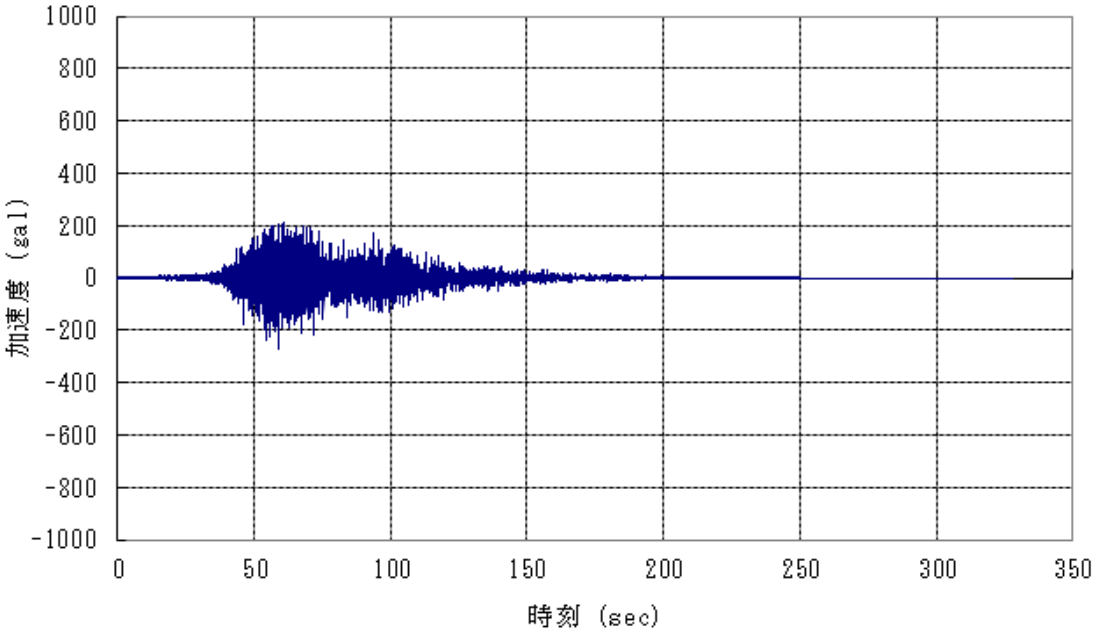


図３－１８（１４）　1/2Ss450②(++)　拡張 NS 断面鉛直方向

1/2Ss450①(++)-H 拡張 EW 断面 Max：-523.358 gal

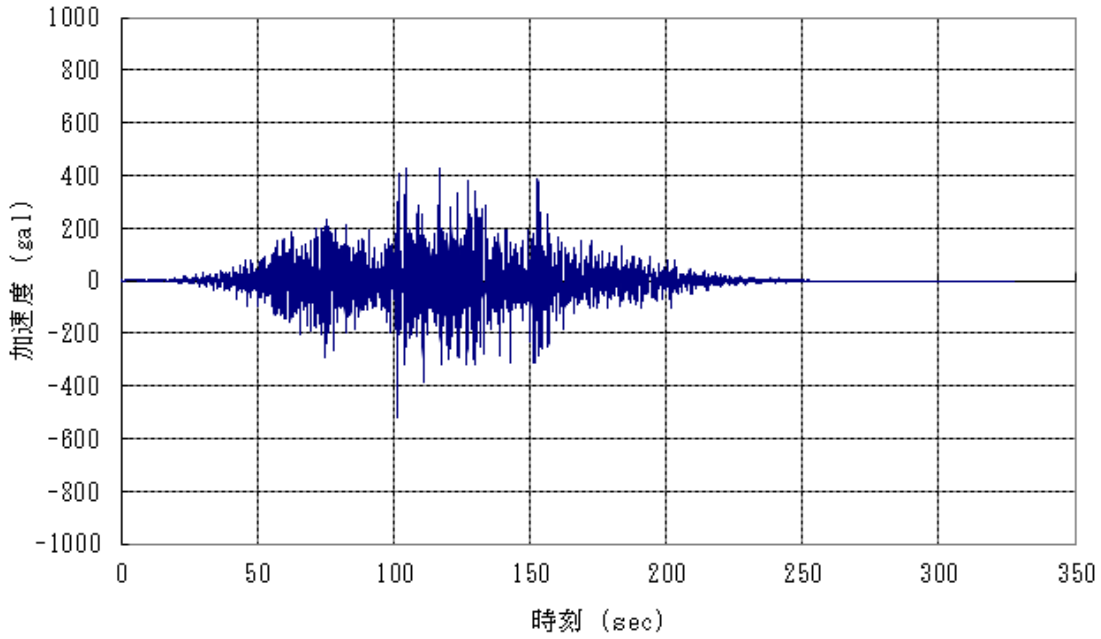


図３－１８（１５）　1/2Ss450①(++)　拡張 EW 断面水平方向

1/2Ss450①(++)-V 拡張 EW 断面 Max：332.023 gal

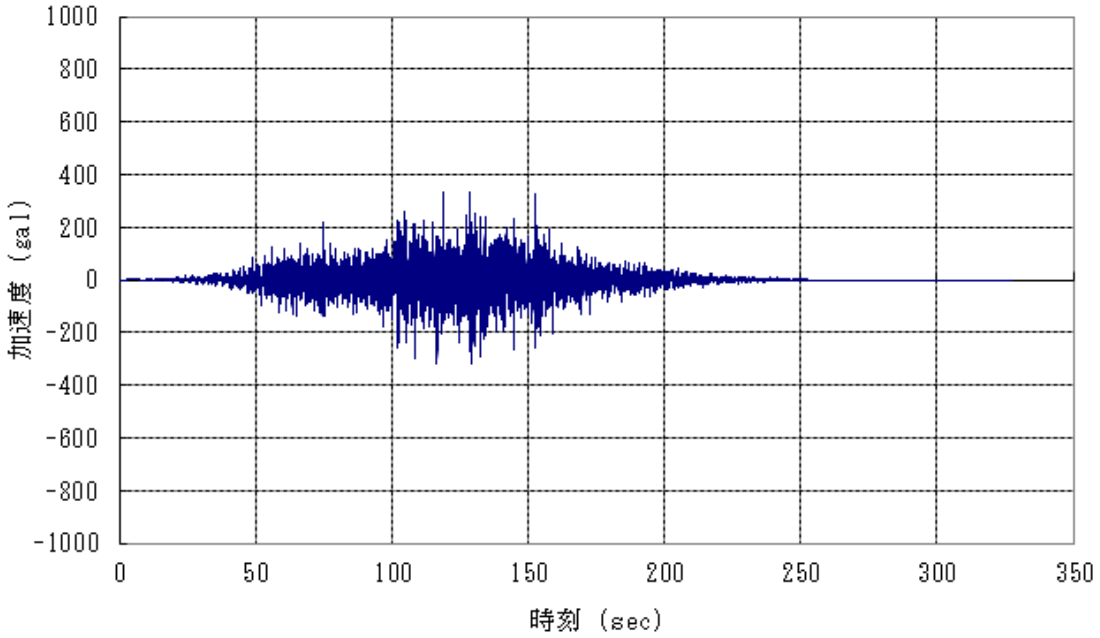


図３－１８（１６）　1/2Ss450①(++)　拡張 EW 断面鉛直方向

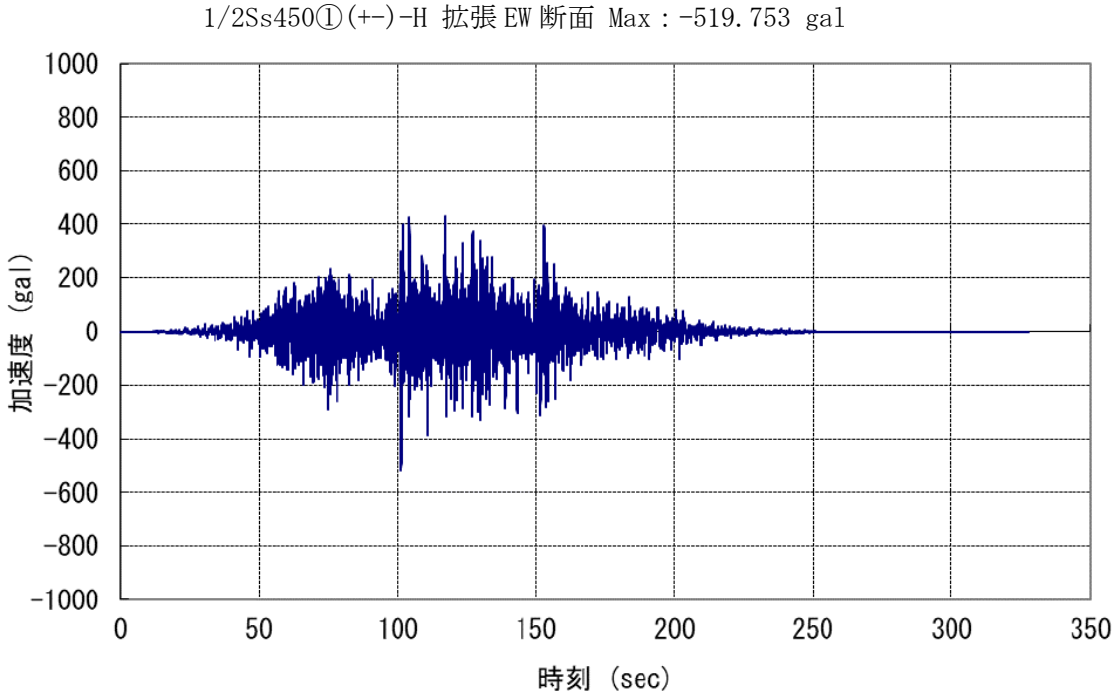


図３－１８（１７）　1/2Ss450①(+-)　拡張 EW 断面水平方向

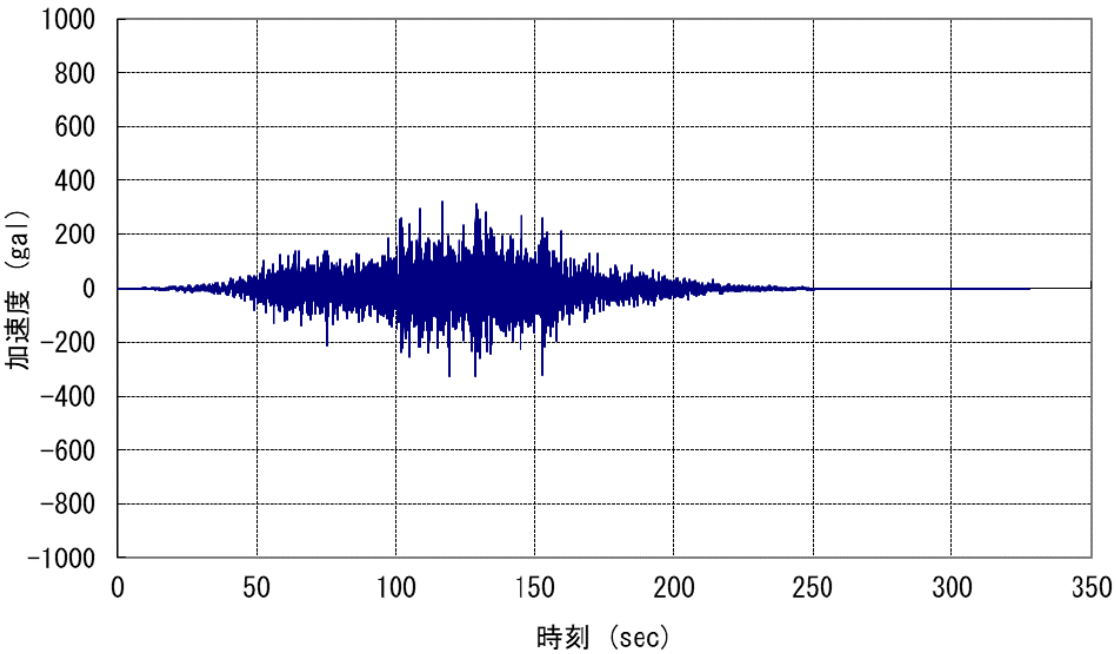


図３－１８（１８）　1/2Ss450①(+-)　拡張 EW 断面鉛直方向

1/2Ss450②(++)-EW 拡張 EW 断面 Max：230.228 gal

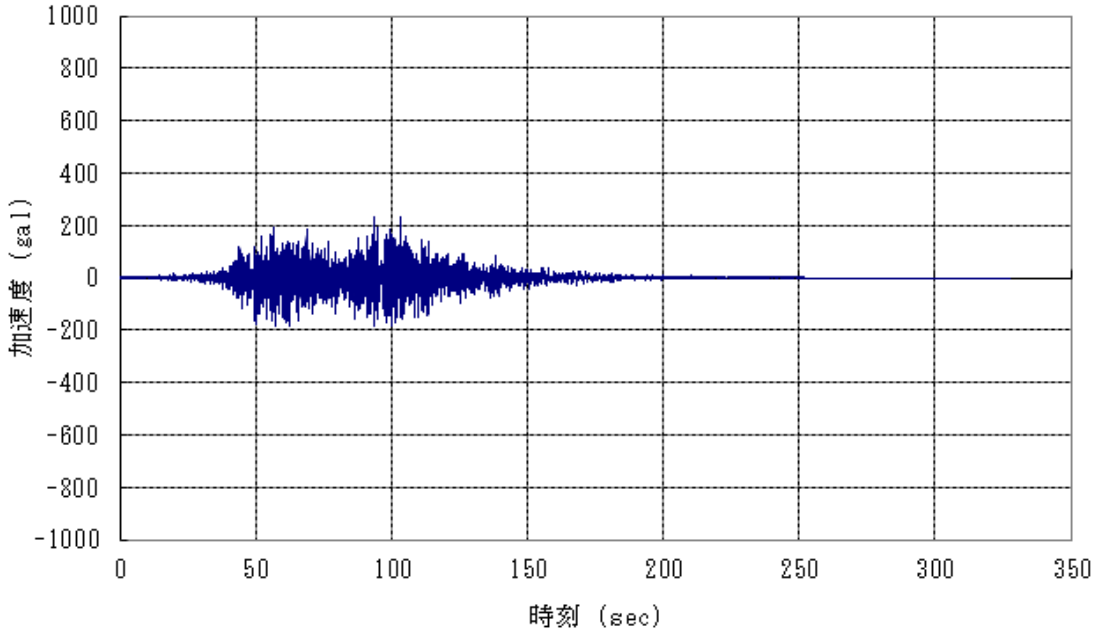


図３－１８（１９）　1/2Ss450②(++)　拡張 EW 断面水平方向

1/2Ss450②(++)-UD 拡張 EW 断面 Max：-245.100 gal

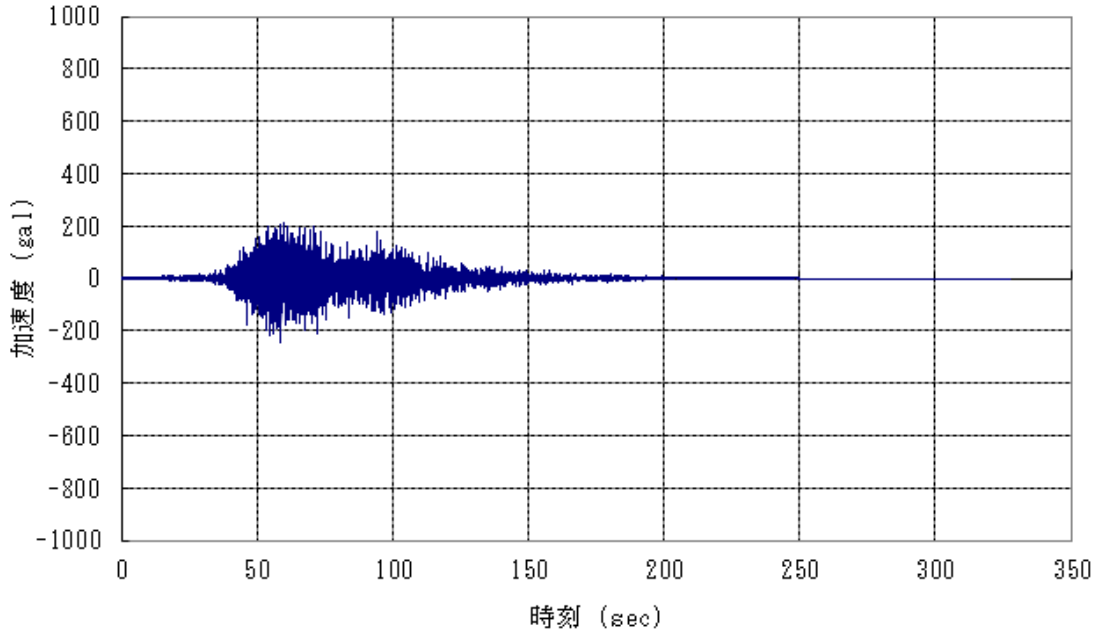


図３－１８（２０）　1/2Ss450②(++)　拡張 EW 断面鉛直方向

③　加速度応答スペクトル

同一の基礎上における地震時の応答の差は十分小さいと考えられることから，基礎上の構造物については基礎中心位置の応答をもって設計用地震力とする。

機器の設計用地震力は，各断面で 1/2Ss450-①の位相の組み合わせごとの床応答スペクトルと，1/2Ss450-②の床応答スペクトルを包絡させた包絡スペクトルを，周期軸方向に±10%拡幅したスペクトルを用いて算定する。

基礎上面中央位置における地震波の加速度応答の包絡スペクトルと，それを周期軸方向に±10%拡幅したスペクトルを図３－１９（１）～（４），図３－２０（１）～（４）に示す。

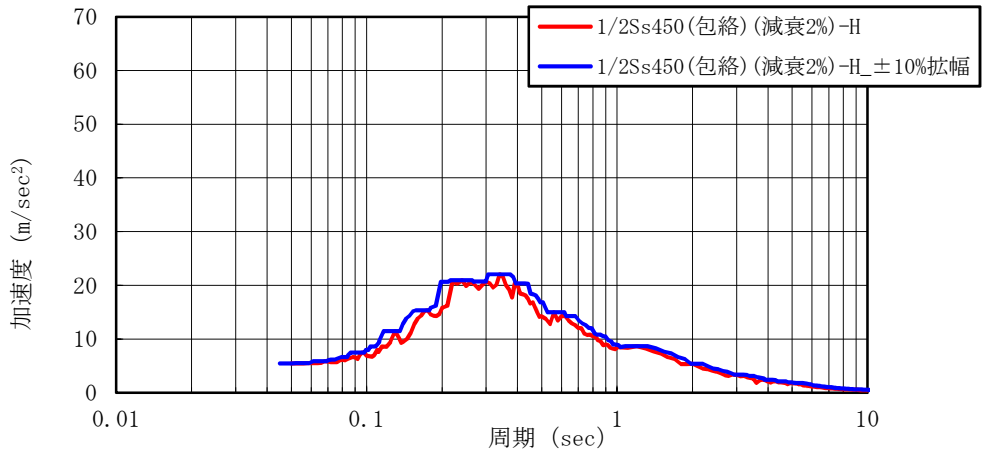


図３－１９（１）　1/2Ss450　既設 NS 断面水平方向(減衰 2%)

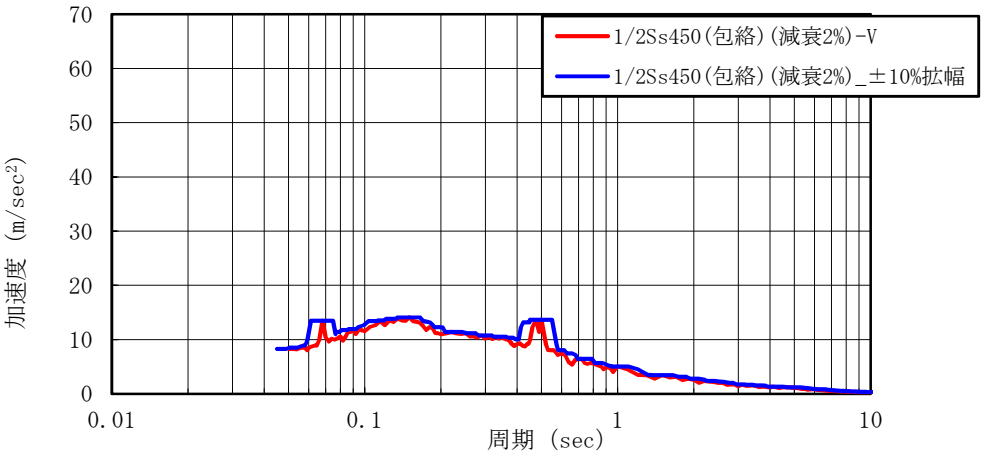


図３－１９（２）　1/2Ss450　既設 NS 断面鉛直方向(減衰 2%)

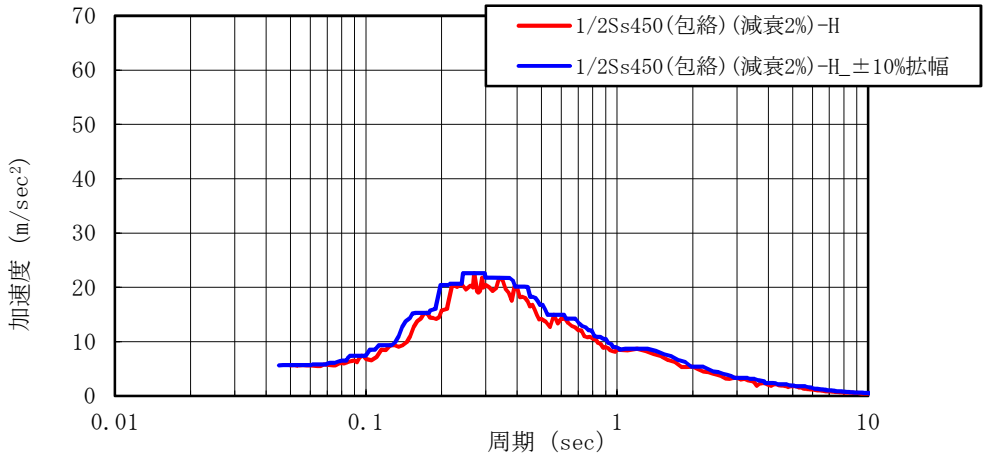


図３－１９（３）　1/2Ss450　既設 EW 断面水平方向(減衰 2%)

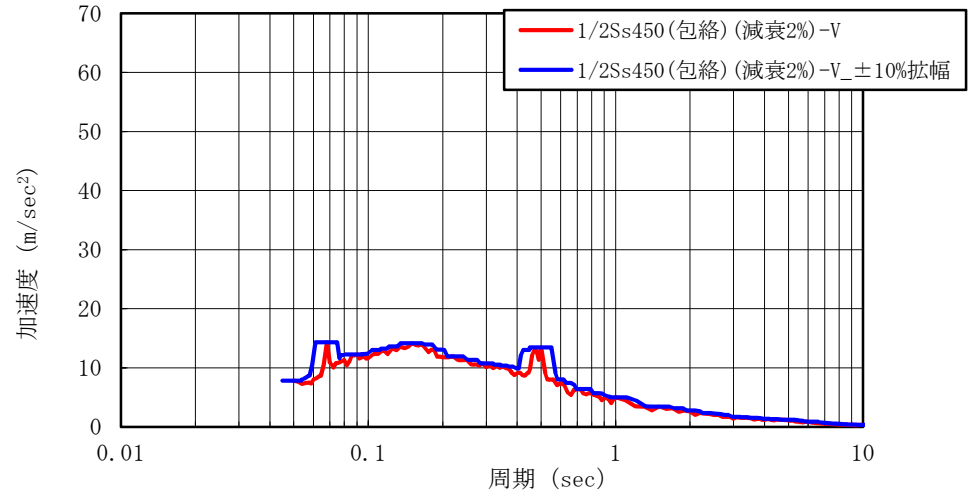


図３－１９（４）　1/2Ss450　既設 EW 断面鉛直方向(減衰 2%)

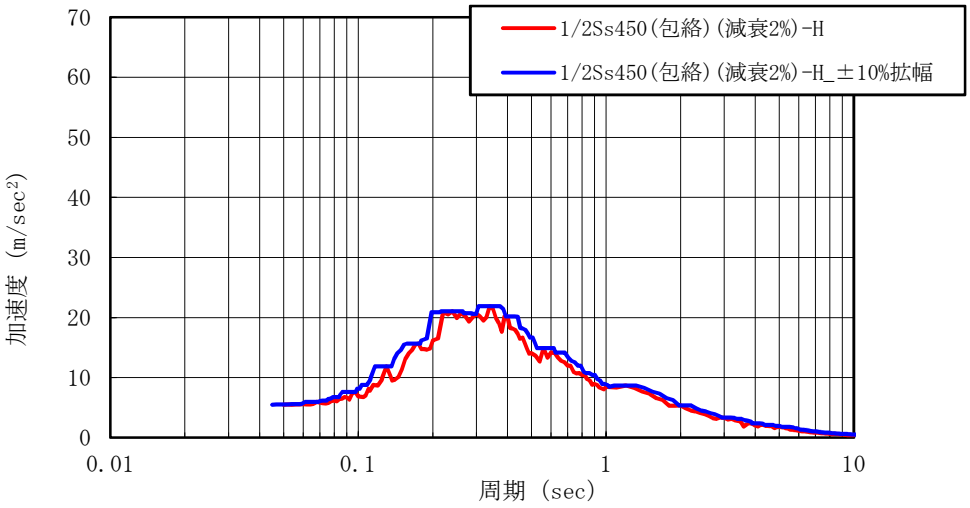


図３－２０（１）　1/2Ss450　拡張 NS 断面水平方向(減衰 2%)

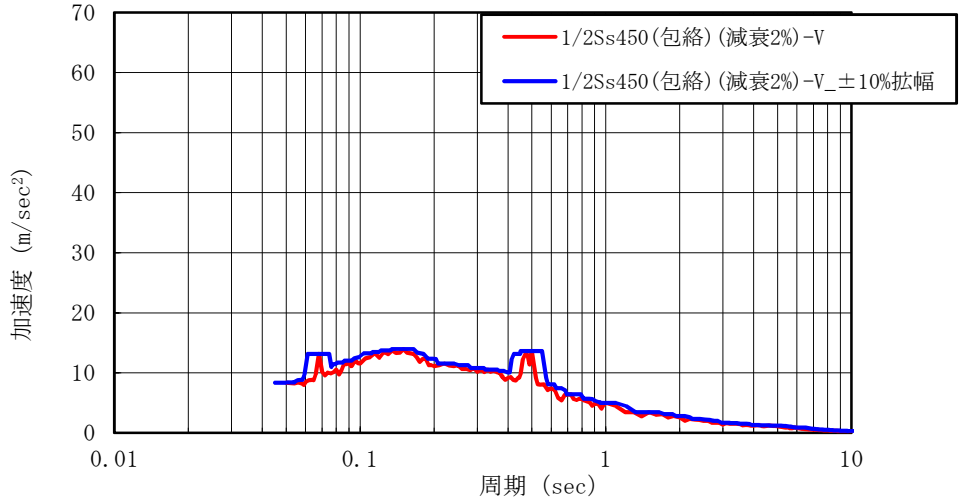


図３－２０（２）　1/2Ss450　拡張 NS 断面鉛直方向(減衰 2%)

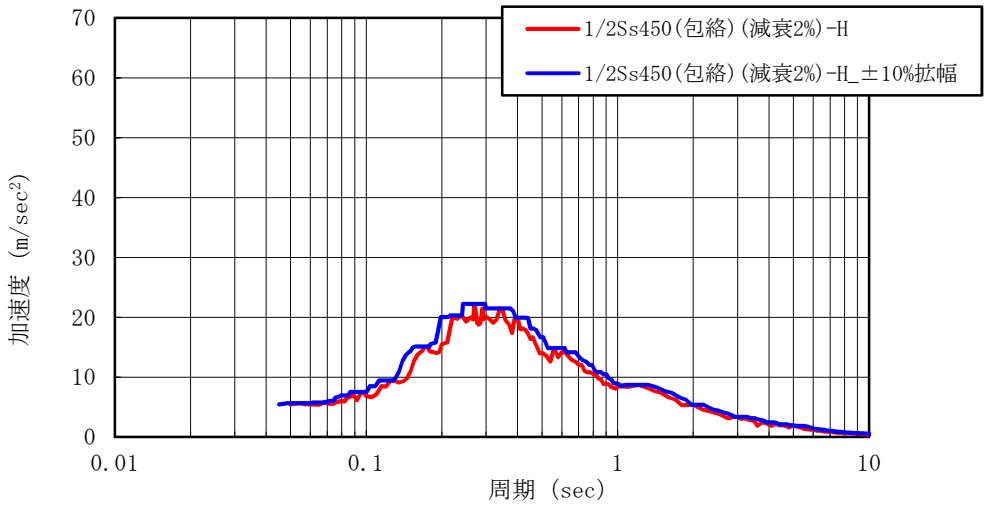


図３－２０（３）　1/2Ss450　拡張 EW 断面水平方向(減衰 2%)

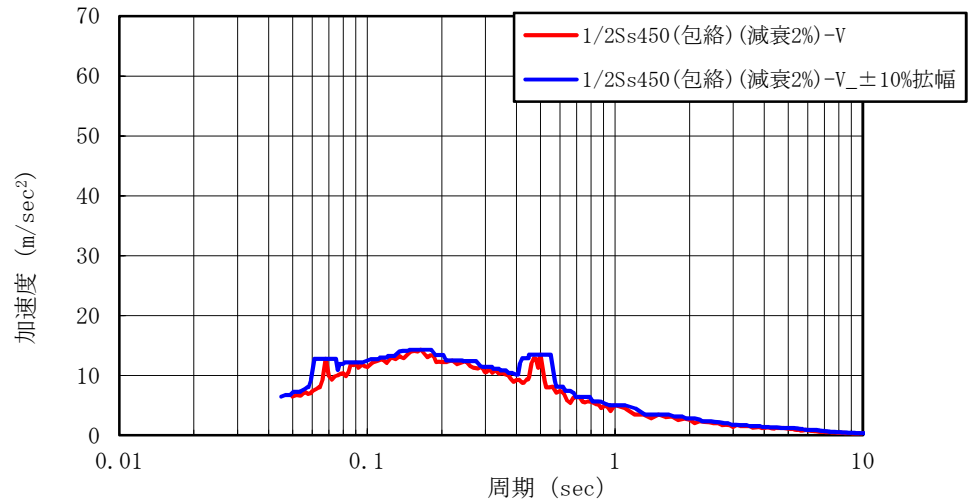


図３－２０（４）　1/2Ss450　拡張 EW 断面鉛直方向(減衰 2%)

参考資料

基礎－地盤の地震応答解析に用いるコード（Super-FLUSH/2D）について

(1) 概要

Super-FLUSH/2D は，主に地盤－構造物連成系の相互作用解析を行う二次元有限要素プログラムである。

(2) 機能

Super-FLUSH/2D は，解析に際して以下の機能を有している。

① 面外方面へのエネルギの逸散を考慮した疑似三次元解析を行うことができる。

② 側方の十分な拡がりを持った成層構造の地盤を表せる。

③ 歪依存による土の非線形特性を考慮できる。

(3) 使用実績

原子力発電環境整備機構の「地層処分施設の耐震性評価」にて用いられている。

4　耐震性

4.1　輸送貯蔵兼用キャスク（S クラス相当，告示地震力）

4.1.1　告示地震力による耐震評価

(1)　評価方針

兼用キャスクは，設置許可基準規則の解釈別記４を考慮し，第６項地震力に対して，その安全機能が損なわれるおそれがないことを確認する。

兼用キャスクの設置方法は既設設備と同一仕様，同一設計として兼用キャスクを支持架台に固縛し，支持架台はコンクリート基礎に固定されるが，Ss900 の地震動に対して地盤の安定性並びに支持架台及びコンクリート基礎の支持力は期待できない。したがって，設置許可基準規則の解釈別記４に関連した兼用キャスクガイドの別表において，兼用キャスクの実際の設置方法は「④基礎等に固定する」が，支持架台及び基礎には固定しないものとして耐震評価上は「③蓋部の金属部への衝突が生じる設置方法」により評価を行う。すなわち，地盤の十分な支持を想定せず基礎等に固定しない，かつ，蓋部の金属部への衝突が生じる方法により設置するため，兼用キャスクの蓋部の金属部への衝突について評価する。衝突評価については，「4.1.2 (3) 兼用キャスクと周辺施設との相互影響（周辺施設の損傷，転倒，落下等による兼用キャスクへの影響を含む。）」において確認する。

兼用キャスクは耐震クラスが S クラス相当であり，除熱・密封・遮蔽・臨界防止機能を有する。

「S クラス相当」とは，「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方」における S クラスと同等の耐震クラスをいう。本キャスクには設置許可基準規則の解釈別記 4 を適用するため本来耐震クラス分類を必要としないが，前述の規定に照らせば S クラスに分類されるため，S クラスと同等の「S クラス相当」とする。

耐震評価は，告示地震力に対して，以降を考慮の上，兼用キャスクの安全機能が維持されることを確認する。

・兼用キャスクの直接支持構造物である支持架台及び間接支持構造物であるコンクリート基礎は， Ss900 に対して支持架台及びコンクリート基礎が一部損壊等により支持機能の健全性を維持できない可能性がある。

・基礎や地盤の健全性が維持できない場合，支持架台下部のコンクリート構造のひび割れやボルト固定部の損傷が生じ，地震力が増加する可能性がある。このため，本評価では告示地震力に対して，兼用キャスクの安全機能が損なわれるおそれがないことを確認する。なお，告示地震力は，水平地震力及び鉛直地震力が同時に不利な方向の組合せで作用するものとする。

・兼用キャスクは，周辺施設の波及的影響によって，その安全機能を損なわないことを確認する。

(2) 主な構成部材と適用基準

1) 主な構成部材

兼用キャスクの耐震設計は，地震時に要求される安全機能を維持するため，キャスク容器，二次蓋，バスケット及びトラニオンについて評価する。

2) 適用基準

兼用キャスクの強度評価については「使用済燃料貯蔵施設規格　金属キャスク構造規格(JSME S FA1-2007)」を適用する。

(3) 設計震度

設計用地震力は告示地震力を用いる。

表４．１－１に告示地震力における設計震度を示す。なお，設計震度算出における数値の丸め方については，工認に倣い小数点以下第３位を切上げ，小数点以下第２位で表示するものとする。

表４．１－１　告示地震力における設計震度

		水平	鉛直
動的地震力	告示地震力	2.35※	1.64※

※　告示地震力 水平：(2300/980.665) ＝2.345→2.35

鉛直：(1600/980.665) ＝1.631→1.64

(4) 評価条件

1) 荷重の組合せ

告示地震力の評価において，キャスク容器及び二次蓋，バスケット，トラニオンの設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せを表４．１－２（１）～（３）に示す。

表４．１－２（１）　キャスク容器及び二次蓋の設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

荷重 / 設計事象 / 供用状態		圧力による荷重	自重による荷重	ボルト初期締付け力	熱荷重	地震荷重
Ⅰ＋告示地震力	Ds	○	○	○	—注)	○

注）　密封シール部及び密封蓋締付けボルトの応力評価に当たっては，熱荷重を考慮する。

表４．１－２（２）　バスケットの設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

荷重 / 設計事象 / 供用状態		自重による荷重	熱荷重	地震荷重
Ⅰ＋告示地震力	Ds	○	—注)	○

注）　バスケットプレート間及びバスケットプレートと胴間の嵌合部にはギャップを設けており，熱膨張による拘束が生じないため著しい熱応力は発生しない。また，バスケットには，著しい熱応力が発生するような温度分布が生じないため熱荷重は考慮しない。

表４．１－２（３）　トラニオンの設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

荷重 / 設計事象 / 供用状態		自重による荷重	熱荷重 注)	地震荷重
Ⅰ＋告示地震力	Ds	○	○	○

注）　キャスク容器の熱膨張により生じる応力に限る。

2)　最高使用圧力と温度

最高使用圧力と温度は添付資料－３－１「2.1　乾式キャスクの耐震性　(2)　輸送貯蔵兼用キャスクB　4)　解析条件　②　最高使用圧力と温度」と同一である。

3)　評価部位

評価部位を図４．１－１，２に示す。

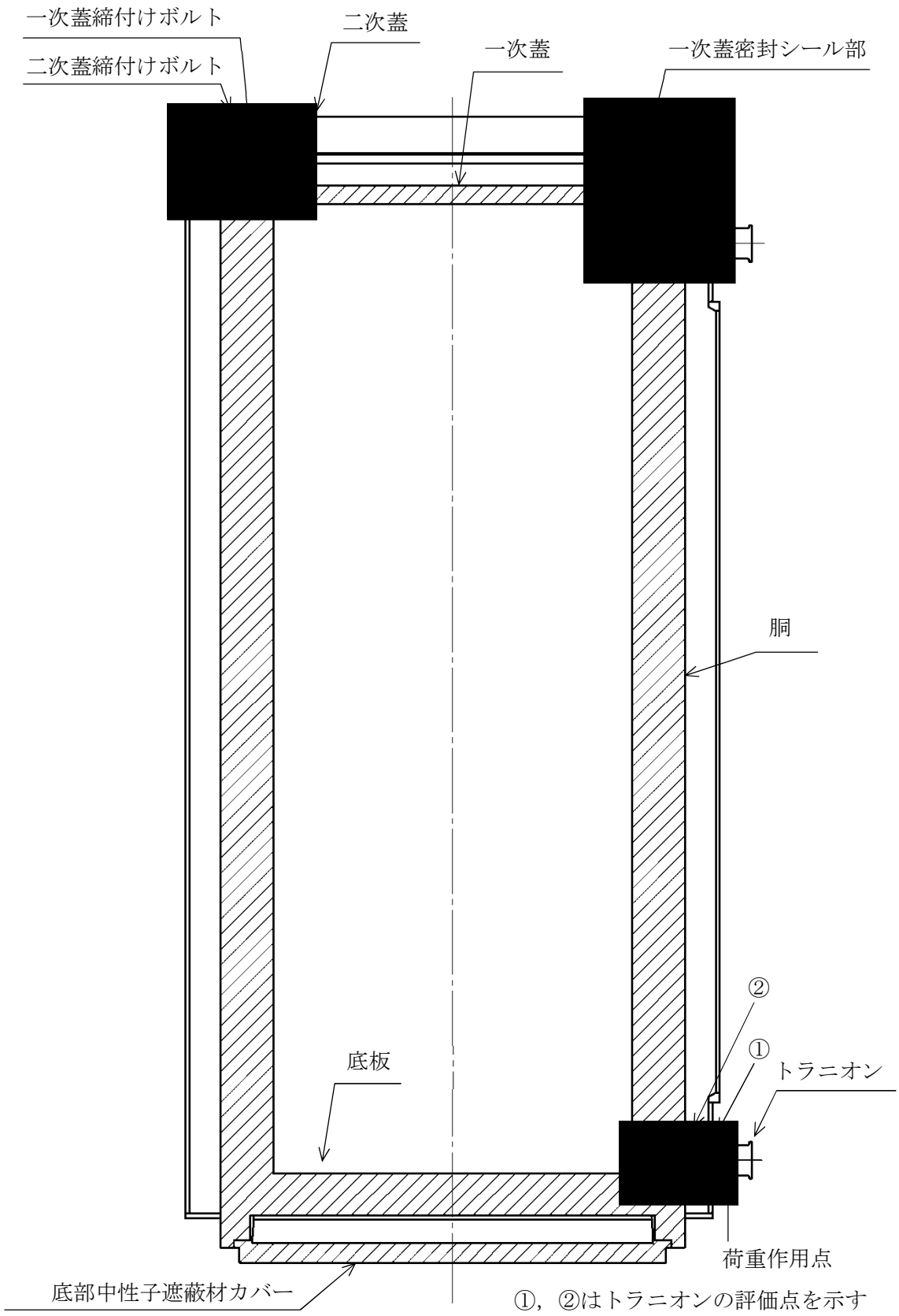
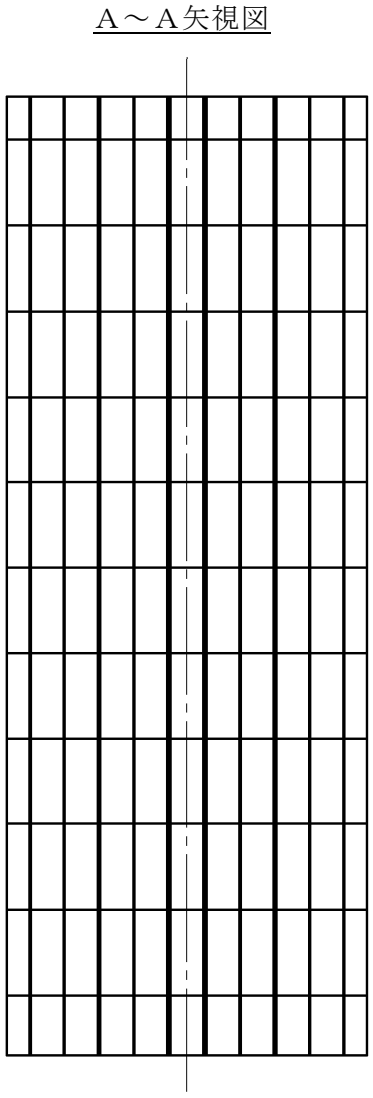
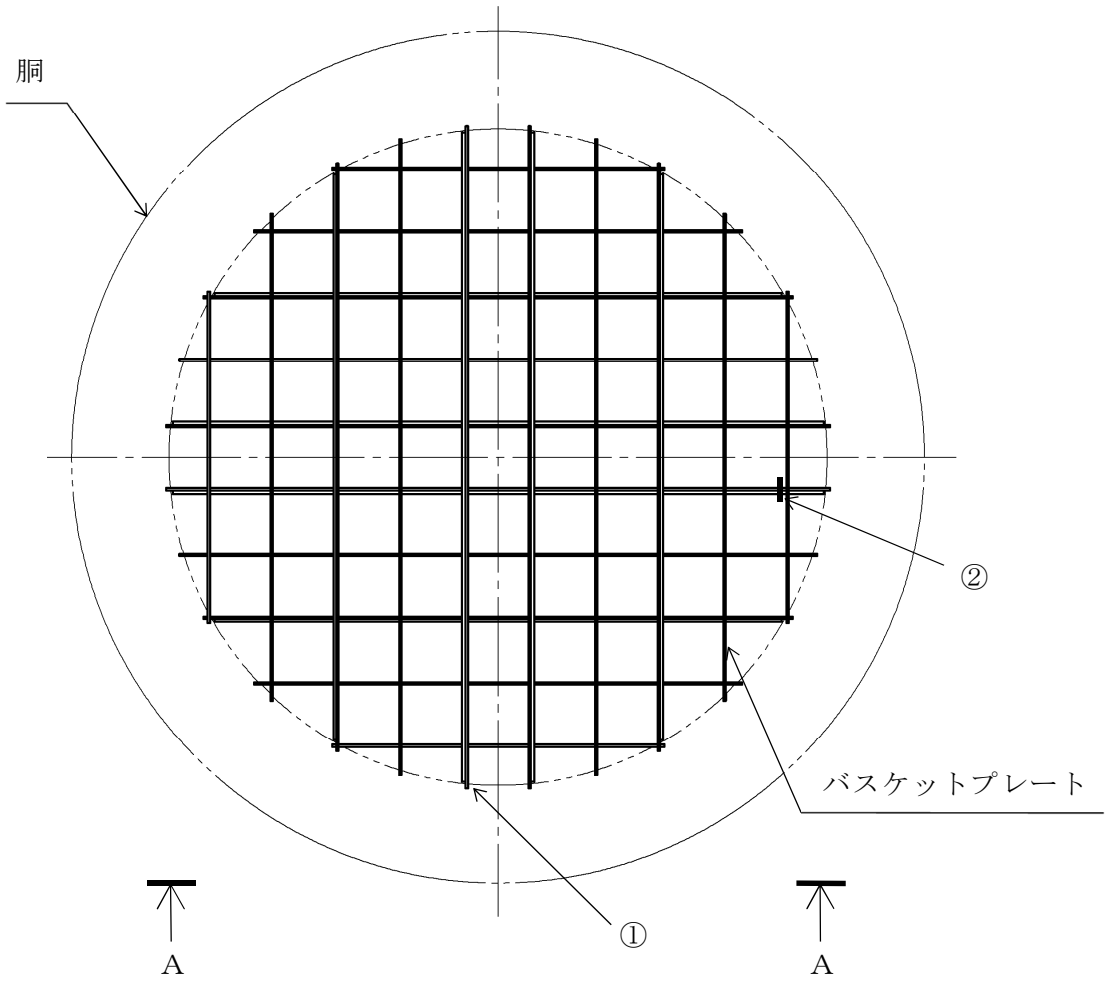


図４．１－１　キャスク容器等の応力評価部位





①，②：応力評価点（面）

図４．１－２　バスケットの応力評価部位

4)　物性値

物性値は添付資料－３－１「2.1　乾式キャスクの耐震性　(2)　輸送貯蔵兼用キャスクＢ　4)　解析条件　④　物性値」と同一である。

(5) 許容応力

各供用状態における許容応力を表４．１－３～表４．１－８に示す。なお，二次蓋は，通常保管時において密封境界を構成する部材ではないが，圧力監視境界としての耐圧機能に加え，一次蓋に加え多重の閉じ込め機能を有する部材として設けられたものであるので，閉じ込め機能にかかわる部位について一次蓋と同様の基準を用いて評価する。

また，本項では下記の記号を使用する。

記号	記号の説明	単位
Sm	設計応力強さ	MPa
Su	設計引張強さ	MPa
Sy	設計降伏点	MPa
ft	許容引張応力	MPa
fs	許容せん断応力	MPa
fc	許容圧縮応力	MPa
fb	許容曲げ応力	MPa
fp	許容支圧応力	MPa
ft*	許容引張応力*1	MPa
fs*	許容せん断応力*1	MPa
fc*	許容圧縮応力*1	MPa
fb*	許容曲げ応力*1	MPa
fp*	許容支圧応力*1	MPa

＊１　バスケットにおいては，fc の値を算出する際に「使用済燃料貯蔵施設規格　金属キャスク構造規格(JSME S FA1-2007)」MCD-2317(1)a.の(MCD-104)式において，Sy(RT)を 1.2Sy(RT)と読み替えて算出した値

トラニオンにおいては，ft,fs,fc,fb,fp の値を算出する際に「使用済燃料貯蔵施設規格　金属キャスク構造規格(JSME S FA1-2007)」MCD-3311.1(1)a.の本文中の Sy を 1.2Sy と読み替えて算出した値

表４．１－３　キャスク容器の許容応力値

（単位：MPa）

許容応力区分	応力の種類	密封シール部以外			密封シール部	
		材料		許容値基準	材料	許容値基準
		炭素鋼(GLF1)	炭素鋼(SGV480)		炭素鋼(GLF1)	
供用状態Ｄｓ	一次一般膜応力強さ	251	282	2/3Su	183	Sy
	一次膜＋一次曲げ応力強さ	377	424	Su	183	Sy
	一次＋二次応力強さ*1	366	465	3Sm	183	Sy
	平均せん断応力	150	169	0.4Su	－	－
	平均支圧応力	377	424	Su*2	－	－

＊１　地震力のみによる全振幅について評価する

＊２　支圧荷重の作用端から自由端までの距離が支圧荷重の作用幅より大きくない場合の値

表４．１－４　一次蓋締付けボルトの許容応力値

（単位：MPa）

許容応力区分	応力の種類	材料	許容値基準
		低合金鋼(SNB23-3)	
供用状態Ｄｓ	平均引張応力	831	Sy
	平均引張応力＋曲げ応力	831	Sy

表４．１－５　二次蓋の許容応力値

（単位：MPa）

許容応力区分	応力の種類	密封シール部以外		密封シール部*3		
		材料	許容値基準	材料		許容値基準
		炭素鋼(SGV480)		炭素鋼(GLF1)	炭素鋼(SGV480)	
供用状態Ｄｓ	一次一般膜応力強さ	286	2/3Su	183	236	Sy
	一次膜＋一次曲げ応力強さ	429	Su	183	236	Sy
	一次＋二次応力強さ*1	474	3Sm	183	236	Sy
	平均せん断応力	171	0.4Su	－	－	－
	平均支圧応力	429	Su*2	－	－	－

＊１　地震力のみによる全振幅について評価する

＊２　支圧荷重の作用端から自由端までの距離が支圧荷重の作用幅より大きくない場合の値

＊３　余裕率の小さい評価結果を二次蓋密封シール部の評価結果として選定

表４．１－６　二次蓋締付けボルトの許容応力値

（単位：MPa）

許容応力区分	応力の種類	材料	許容値基準
		低合金鋼 (SNB23-3)	
供用状態 D_s	平均引張応力	848	Sy
	平均引張応力＋曲げ応力	848	Sy

表４．１－７　バスケットの許容応力値

（単位：MPa）

許容応力区分	応力の種類	材料	許容値基準
		ボロン添加ステンレス鋼板 (B-SUS304P-1)	
供用状態 D_s	一次一般膜応力強さ	291	Min(2.4Sm,2/3Su)
	一次一般膜＋一次曲げ応力強さ	437	Min(3.6Sm,Su)
	平均せん断応力	175	1.2Sm
	平均支圧応力	404	2Sy*2
	圧縮応力*1 (評価点①)	184	1.5fc*
		176	1.5fc

＊１　上段は一次応力に対する基準，下段は一次＋二次応力に対する基準

＊２　支圧荷重の作用端から自由端までの距離が支圧荷重の作用幅より大きくない場合の値

表４．１－８　トラニオンの許容応力値

（単位：MPa）

許容応力区分	応力の種類		材料 ステンレス鋼 (SUS630 H1150)	許容値基準
供用状態 D_S	一次応力*1	引張応力	591	1.5ft*
		圧縮応力	590	1.5fc*
		せん断応力	341	1.5fs*
		曲げ応力	591	1.5fb*
		支圧応力	－	1.5fp*
	一次＋二次応力	引張・圧縮応力*2	1182	3ft
		せん断応力*2	682	3fs
		曲げ応力*2	1182	3fb
		支圧応力	－	1.5fp*
		座屈応力	590	1.5fb,1.5fs 又は1.5fc

＊１　応力の組合せが考えられる場合には，組合せ応力に対する評価は以下による。

①　次式で計算される評価断面に垂直な方向の応力（σ）とせん断応力（τ）を組み合わせた応力（σ_T）は，引張応力に対する許容応力値以下であること。

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

②　圧縮応力と曲げ応力との組合せが生じる場合は，次式を満足すること。

$$\frac{\sigma_c}{1.5fc^*} + \frac{{}_c\sigma_b}{1.5fb^*} \leqq 1 \quad \text{かつ} \quad \frac{{}_t\sigma_b - \sigma_c}{1.5ft^*} \leqq 1$$

③　引張応力と曲げ応力との組合せが生じる場合は，次式を満足すること。

$$\frac{\sigma_t + {}_t\sigma_b}{1.5ft^*} \leqq 1 \quad \text{かつ} \quad \frac{{}_c\sigma_b - \sigma_t}{1.5fb^*} \leqq 1$$

＊２　地震力のみによる全振幅について評価する。

(6) 評価方法

1) 解析手順

解析手順は添付資料－３－１「2.1 乾式キャスクの耐震性 (2) 輸送貯蔵兼用キャスクB 5) 解析 ① 解析手順」と同一であり，キャスク容器，二次蓋，バスケット及びトラニオンの解析を行う。

2) 応力の評価

告示地震力について，水平地震力及び鉛直地震力は同時に不利な方向の組合せで作用させる。

Ａ．キャスク容器及び二次蓋（告示地震力が作用する場合）

ａ．一次応力

一次蓋，一次蓋締付けボルト，胴，底板，底部中性子遮蔽材カバー，二次蓋及び二次蓋締付けボルトの応力計算は，解析コードABAQUSにより行う。

水平方向加速度及び鉛直方向加速度として次の値を用いる。

$G_1 = C_H \cdot g$

$G_2 = (1 + C_V) \cdot g$

ここで，C_H：水平方向設計震度（＝2.35）

C_V：鉛直方向設計震度（＝1.64）

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

水平方向加速度がキャスク容器軸直角方向に作用する場合と，キャスク容器軸方向に作用する場合では各部に生じる応力状態が変わるため，両方の状態を評価する。また，キャスク容器軸方向に作用する場合において，キャスク底部から蓋部方向に作用する場合と蓋部から底部方向に作用する場合でも各部に生じる応力状態が変わるため，両方の状態を評価する。

ｂ．一次＋二次応力

(a) 密封シール部を除く，一次蓋，胴，底板，底部中性子遮蔽材カバー及び二次蓋

応力計算の方法は，a.と同様である。ただし，荷重条件は地震力のみとして計算を行い，振幅を考慮して最大値を2倍して求める。

(b) 密封シール部，一次蓋締付けボルト及び二次蓋締付けボルト

応力計算の方法は，a.と同様である。ただし，荷重条件として熱荷重を含める。

ｃ．平均せん断応力

平均せん断応力は無視できるほど小さい。

ｄ．平均支圧応力

胴側面とバスケット側面との接触部に発生する平均支圧応力（σ_p）は次式で計算する。評価を行う位置は最大の荷重が発生するバスケットプレート対向面で代表する。

なお，二次蓋には平均支圧応力が発生しないため評価を省略する。

$$\sigma_p = \frac{m_G \cdot G_2}{A_2}$$

ここで，G_2＝（１＋C_V）・ｇ

C_V：ａ．と同じ（＝1.64）

ｇ：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

m_G：バスケットプレート及び燃料の質量(＝[redacted]kg)

A_2：バスケットプレートの接触面積(＝[redacted]mm^2)

Ｂ．バスケット（告示地震力が作用する場合）

ａ．地震力が鉛直方向と軸直角方向に作用する場合

(a)　一次一般膜応力

最大応力が発生するのはバスケットプレート端部（図４．１－２ ①部）である。

鉛直方向加速度により発生する一次一般膜応力（σ_x）は次式で計算する。

$$\sigma_x = \frac{m_A \cdot G_1}{A_1}$$

ここで，G_1＝(1＋C_V)・ｇ

C_V:鉛直方向設計震度(＝1.64)

ｇ：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

m_A:使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量(＝[redacted]kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(＝[redacted]mm^2)

(b)　一次一般膜＋一次曲げ応力

最大応力が発生するのはバスケットプレート格子端部（図４．１－２ ②部）である。

水平方向加速度により発生する一次一般膜応力（σ_y）は次式で計算する。

$$\sigma_y = \frac{m_A \cdot G_2}{A_1}$$

ここで，G_2＝C_H・ｇ

C_H:水平方向設計震度(＝2.35)

ｇ：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

m_A:使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量(＝[redacted]kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(＝[redacted]mm^2)

鉛直方向加速度により発生する一次曲げ応力（σ_y）は次式で計算する。

$$\sigma_y = \frac{M}{Z}$$

$$M = \frac{m_B \cdot G_1 \cdot l_p}{12 \cdot \frac{l_W}{2}}$$

ここで，G_1:（ａ）と同じ

Ｍ：バスケットプレート格子端部の単位幅当たりの曲げモーメント(N･mm/mm)

Ｚ：バスケットプレートの単位幅当たりの断面係数(＝[redacted]mm^3/mm)

m_B：使用済燃料，伝熱プレート及びバスケットプレートの合計質量(＝[redacted]kg)

lp:バスケットプレートの内のり(＝[redacted]mm)

lw:バスケットプレートのキャスク容器軸方向長さ(＝[redacted]mm)

ただし，バスケットプレート同士の嵌合のため切欠きがあり，実際の荷重負荷面の長さを lw/2 とする。

鉛直方向加速度によりバスケットプレート格子端部（図４．１－２ ②部）に発生する平均せん断応力(τ_{xy})は，次式で計算する。

$$\tau_{xy} = \frac{m_B \cdot G_1}{2 \cdot \frac{A_1}{2}}$$

ここで，G_1:（ａ）と同じ

m_B：使用済燃料，伝熱プレート及びバスケットプレートの合計質量(＝[redacted]kg)

A_1：バスケットプレートの断面積(＝[redacted]mm^2)

(c) 平均せん断応力

バスケットプレート格子端部（図４．１－２ ②部）に発生する特別な応力の検討の対象である平均せん断応力(σ_S)は次式で計算する。

$$\sigma_S = \frac{m_B \cdot G_1}{2 \cdot \frac{A_1}{2}}$$

ここで，G_1:（ａ）と同じ

m_B：使用済燃料，伝熱プレート及びバスケットプレートの合計質量(＝[redacted]kg)

A_1：バスケットプレートの断面積(＝[redacted] m^2)

(d) 平均支圧応力

バスケットプレート端部（図４．１－２ ①部）に発生する特別な応力の検討の対象である平均支圧応力(σ_P)は次式で計算する。

$$\sigma_P = \frac{m_A \cdot G_1}{A_1}$$

ここで，G_1:（ａ）と同じ

m_A:使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量(＝[redacted]kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(＝[redacted]mm^2)

(e) 圧縮応力

バスケットプレート端部（図４．１－２ ①部）に発生する特別な応力の検討の対象である圧縮応力(σ_C)は次式で計算する。

$$\sigma_C = \frac{m_A \cdot G_1}{A_1}$$

ここで，G_1:（ａ）と同じ

m_A:使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量(＝[redacted]kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(＝[redacted]mm^2)

ｂ．地震力が鉛直方向と軸水平方向に作用する場合

(a)　一次一般膜応力

最大応力が発生するのはバスケットプレート端部（図４．１－２ ①部）である。

鉛直方向加速度により発生する一次一般膜応力(σ_x)は次式で計算する。

$$\sigma_x = \frac{m_A \cdot G_1}{A_1}$$

ここで，G_1＝(1＋C_V)・ｇ

C_V:鉛直方向設計震度(＝1.64)

ｇ：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

m_A:使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量(＝[redacted]kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(＝[redacted]mm^2)

水平方向加速度により発生する一次一般膜応力(σ_z)は次式で計算する。

$$\sigma_z = \rho \cdot l_W \cdot G_3$$

ここで，G_3＝C_H・ｇ

C_H:水平方向設計震度(＝2.35)

ｇ：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

ρ:バスケットプレートの密度(＝[redacted]kg/mm^3)

l_W:バスケットプレートの全長(＝[redacted]mm)

(b)　一次一般膜＋一次曲げ応力

最大応力が発生するのはバスケットプレート格子端部（図４．１－２ ②部）である。

鉛直方向加速度により発生する一次曲げ応力(σ_y)は次式で計算する。

$$\sigma_y = \frac{M}{Z}$$

$$M = \frac{m_B \cdot G_1 \cdot l_p}{12 \cdot \frac{l_W}{2}}$$

ここで，G_1:（ａ）と同じ

Ｍ：バスケットプレート格子端部の単位幅当たりの曲げモーメント
(N･mm/mm)

Ｚ：バスケットプレートの単位幅当たりの断面係数(＝[redacted]mm^3/mm)

m_B：使用済燃料，伝熱プレート及びバスケットプレートの合計質量(＝[redacted]kg)

lp:バスケットプレートの内のり(＝[redacted]mm)

lw:バスケットプレートのキャスク容器軸方向長さ(＝[redacted]mm)

ただし，バスケットプレート同士の嵌合のため切欠きがあり，実際の荷重負荷面の長さを lw/2 とする。

水平方向加速度により発生する一次一般膜応力(σ_z)は次式で計算する。

$$\sigma_z = \rho \cdot l_W \cdot G_3$$

ここで，　G_3：（ａ）と同じ

C_H:水平方向設計震度(＝2.35)

ρ:バスケットプレートの密度(＝[redacted]kg/mm^3)

l_W:バスケットプレートの全長(＝[redacted]mm)

鉛直方向加速度により発生するバスケットプレート格子端部(図４．１－２　②部)に発生する平均せん断応力(τ_{xy})は次式で計算する。

$$\tau_{xy} = \frac{m_B \cdot G_1}{2 \cdot \frac{A_1}{2}}$$

ここでG_1:（ａ）と同じ

m_B：使用済燃料，伝熱プレート及びバスケットプレートの合計質量(＝[redacted]kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(＝[redacted]mm^2)

(c)　平均せん断応力

バスケットプレート格子端部（図４．１－２　②部）に発生する特別な応力の検討の対象である平均せん断応力(σ_S)は次式で計算する。

$$\sigma_S = \frac{m_B \cdot G_1}{2 \cdot \frac{A_1}{2}}$$

ここでG_1:（ａ）と同じ

m_B：使用済燃料，伝熱プレート及びバスケットプレートの合計質量(＝[redacted]kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(＝[redacted] m^2)

(d)　平均支圧応力

バスケットプレート端部（図４．１－２ ①部）に発生する特別な応力の検討の対象である平均支圧応力（σ_P）は次式で計算する。

$$\sigma_P = \frac{m_A \cdot G_1}{A_1}$$

ここでG_1：（ａ）と同じ

m_A：使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量（＝[redacted]kg）

A_1：バスケットプレートの断面積（＝[redacted] m^2）

(e)　圧縮応力

バスケットプレート端部（図４．１－２ ①部）に発生する特別な応力の検討の対象である圧縮応力（σ_C）は次式で計算する。

$$\sigma_C = \frac{m_A \cdot G_1}{A_1}$$

ここでG_1：（ａ）と同じ

m_A：使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量（＝[redacted]kg）

A_1：バスケットプレートの断面積（＝[redacted]mm^2）

C．トラニオン（告示地震力が作用する場合）

a．地震力が鉛直方向と軸直角方向に作用する場合

(a) 一次応力

イ．せん断応力

最大応力が発生する箇所は図４．１－１に示す下部トラニオンの評価点①である。

鉛直方向加速度により発生するせん断応力（τ）は，次式で計算する。

$$\tau = \frac{F_m}{A}$$

$$F_m = \frac{m_2 \cdot G_2}{4}$$

ここで，$G_2 = (1 + C_V) \cdot g$

C_V：鉛直方向設計震度（＝1.64）

g ：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

F_m：地震力によりトラニオンに作用する荷重(N)

m_2：保管時における金属キャスクの質量（＝118300kg）

A ：評価点①の断面積（＝[redacted]mm^2）

ロ．曲げ応力

最大応力が発生する箇所は図４．１－１に示す下部トラニオンの評価点②である。

鉛直方向加速度により発生する曲げ応力（σ_b）は次式で計算する。

$$\sigma_b = \frac{M}{Z}$$

$$M = F_m \cdot L$$

ここで，F_m：イ．と同じ

Z ：評価点②の断面係数（＝[redacted]mm^3）

L ：評価点②と荷重作用位置との距離（＝[redacted]mm）

ハ．圧縮応力

最大応力が発生する箇所は図４．１－１に示す下部トラニオンの評価点①である。

水平方向加速度により発生する圧縮応力（σ_c）は，次式で計算する。

$$\sigma_c = \frac{F_m}{A}$$

$$F_m = \frac{m_2 \cdot G_1}{4}$$

ここで，$G_1 = C_H \cdot g$

C_H：水平方向設計震度（＝2.35）

g ：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

F_m：地震力によりトラニオンに作用する荷重(N)
m_2：保管時における金属キャスクの質量(＝118300kg)
Ａ　：評価点①の断面積(＝[redacted]mm^2)

ニ．組合せ応力

Ⅰ．せん断応力と曲げ応力

最大応力が発生する箇所は図４．１－１に示す下部トラニオンの評価点①である。

せん断応力(τ)と曲げ応力(σ_b)との組合せ応力(σ_T)は，次式で計算する。

$$\sigma_T = \sqrt{\sigma_b{}^2 + 3 \cdot \tau^2}$$

ここで，τ：イ．と同じ

σ_b:ロ．と同じ

ただし，Ｚ：評価点①の断面係数(＝[redacted]mm^3)

Ｌ：評価点①と荷重作用位置との距離(＝[redacted]mm)

ホ．引張応力

引張応力は無視できるほど小さい。

(b)　一次＋二次応力

イ．せん断応力

地震力によるせん断応力(τ)の全振幅は，(a) イ．で求めたせん断応力(τ)の２倍とする。

ロ．曲げ応力

地震力による曲げ応力(σ_b)の全振幅は，(a)　ロ．で求めた曲げ応力(σ_b)の２倍とする。

ハ．圧縮応力

地震力による圧縮応力(σ_c)は左右方向荷重により作用し，左右方向が反転した場合，対向する別のトラニオンで荷重を受ける。地震力による圧縮応力(σ_c)の最大値は，(a) ハ．で求めた圧縮応力(σ_c)と同様である。

ニ．引張応力

引張応力は無視できるほど小さい。

b．地震力が鉛直方向と軸水平方向に作用する場合

(a) 一次応力

イ．せん断応力

最大応力が発生する箇所は図４．１－１に示す下部トラニオンの評価点①である。

水平方向加速度及び鉛直方向加速度により発生するせん断応力（τ）は，次式で計算する。

$$\tau = \frac{F_m}{A}$$

$$F_m = \frac{m_2\sqrt{4G_1^2 + G_2^2}}{4}$$

ここで，$G_1 = C_H \cdot g$

$G_2 = (1 + C_V) \cdot g$

C_H：水平方向設計震度（＝2.35）

C_V：鉛直方向設計震度（＝1.64）

g ：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

F_m：地震力によりトラニオンに作用する荷重(N)

m_2：保管時における金属キャスクの質量（＝118300kg）

A：評価点①の断面積（＝[redacted] m^2）

ロ．曲げ応力

最大応力が発生する箇所は図４．１－１に示す下部トラニオンの評価点②である。

水平方向加速度及び鉛直方向加速度により発生する曲げ応力（σ_b）は次式で計算する。

$$\sigma_b = \frac{M}{Z}$$

$$M = F_m \cdot L$$

ここで，F_m：イ．と同じ

Z ：評価点②の断面係数（＝[redacted] mm^3）

L ：評価点②と荷重作用位置との距離（＝[redacted] mm）

ハ．組合せ応力

Ⅰ．せん断応力と曲げ応力

最大応力が発生する箇所は図４．１－１に示す下部トラニオンの評価点①である。

せん断応力（τ）と曲げ応力（σ_b）との組合せ応力（σ_T）は次式で計算する。

$$\sigma_T = \sqrt{{\sigma_b}^2 + 3 \cdot \tau^2}$$

ここで，τ ：イ．と同じ

σ_b：ロ．と同じ

ただし，Ｚ：評価点①の断面係数（＝[redacted]mm^3）

Ｌ：評価点①と荷重作用位置との距離（＝[redacted]mm）

ニ．圧縮応力及び引張応力

圧縮応力及び引張応力は無視できるほど小さい。

(b) 一次＋二次応力

イ．せん断応力

地震力によるせん断応力（τ）の全振幅は，(a)イ．で求めたせん断力（τ）の 2 倍とする。

ロ．曲げ応力

地震力による曲げ応力（σ_b）の全振幅は，(a)ロ．で求めた曲げ応力（σ_b）の２倍とする。

ハ．圧縮応力及び引張応力

圧縮応力及び引張応力は無視できるほど小さい。

3) 水平２方向及び鉛直方向地震力の組合せに関する影響検討

水平２方向及び鉛直方向地震力の組合せが，既設評価と同様の水平１方向及び鉛直方向地震力の組合せによる耐震評価結果に与える影響を検討する。

水平２方向の地震力が各方向 1：1 で入力された場合の最大値は，地震力のベクトル合成より$\sqrt{2}$倍となるため，この値を丸めた 1.5 以上の裕度があるか確認する。

(8) 評価結果

応力計算結果を表４．１－９～表４．１－１２に示す。いずれの部位も許容応力を満足し，告示地震力に対する耐震強度を有する。

なお，バスケットとトラニオンの応力計算結果は，「地震力が鉛直方向と軸直角方向に作用する場合」と「地震力が鉛直方向と軸水平方向に作用する場合」のうち，より応力が大きい値を記載している。

水平２方向及び鉛直方向地震力の組合せによる影響の確認として，いずれの部位も許容応力に対する計算値の裕度が 1.5 より大きいため，水平２方向及び鉛直方向地震力の組合せが従来の耐震評価結果に影響を与えないことを確認した。

表４．１－９（１）　キャスク容器の計算結果（告示地震力）

（単位：MPa）

部　　位	材　料	地震動	許容応力区分	一次一般膜応力強さ		余裕率	一次膜＋一次曲げ応力強さ		余裕率	一次＋二次応力強さ		余裕率
				計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
一次蓋	炭素鋼	告示地震力	供用状態Ｄｓ	5	251	50.2	18	377	20.9	51	366	7.1
胴				3	251	83.6	25	377	15.0	58	366	6.3
底板				5	251	50.2	12	377	31.4	31	366	11.8
底部中性子遮蔽材カバー				7	282	40.2	48	424	8.8	44	465	10.5
一次蓋密封シール部				－	－	－	17	183	10.7	61	183	3.0

表４．１－９（２）　キャスク容器の計算結果（告示地震力）

（単位：MPa）

部　　位	材　料	地震動	許容応力区分	平均支圧応力		余裕率
				計算値	許容応力	
胴	炭素鋼	告示地震力	供用状態Ｄｓ	4	377	94.2

表４．１－９（３）　キャスク容器の計算結果（告示地震力）

（単位：MPa）

部位	材料	地震動	許容応力区分	平均引張応力		余裕率	平均引張応力＋曲げ応力		余裕率
				計算値	許容応力		計算値	許容応力	
一次蓋締付けボルト	低合金鋼	告示地震力	供用状態 D_s	247	831	3.3	373	831	2.2

表４．１－１０（１）　二次蓋の計算結果（告示地震力）

（単位：MPa）

部位	材料	地震動	許容応力区分	一次一般膜応力強さ		余裕率	一次膜＋一次曲げ応力強さ		余裕率	一次＋二次応力強さ		余裕率
				計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
二次蓋	炭素鋼	告示地震力	供用状態 D_s	2	286	143.0	30	429	14.3	63	474	7.5
二次蓋密封シール部				－	－	－	18	183	10.1	37	183	4.9

表４．１－１０（２）　二次蓋の計算結果（告示地震力）

（単位：MPa）

部位	材料	地震動	許容応力区分	平均引張応力		余裕率	平均引張応力＋曲げ応力		余裕率
				計算値	許容応力		計算値	許容応力	
二次蓋締付けボルト	低合金鋼	告示地震力	供用状態 D_s	252	848	3.3	291	848	2.9

表４．１－１１（１）　バスケットの計算結果（告示地震力）

（単位：MPa）

部　位	材　料	地震動	許容応力区分	一次一般膜応力強さ		余裕率	一次一般膜＋一次曲げ応力強さ		余裕率
				計算値	許容応力		計算値	許容応力	
バスケットプレート	ボロン添加ステンレス鋼板	告示地震力	供用状態Ｄｓ	4	291	72.7	14	437	31.2

表４．１－１１（２）　バスケットの計算結果（告示地震力）

（単位：MPa）

部　位	材　料	地震動	許容応力区分	平均せん断応力		余裕率	平均支圧応力		余裕率	圧縮応力		余裕率
				計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
バスケットプレート	ボロン添加ステンレス鋼板	告示地震力	供用状態Ｄｓ	1	175	175.0	4	404	101.0	4	176	44.0

表４．１－１２（１）　トラニオンの計算結果（告示地震力）

（単位：MPa）

部　位	材　料	地震動	許容応力区分	一次応力											
				せん断応力		余裕率	曲げ応力		余裕率	圧縮応力		余裕率	垂直応力とせん断応力の組合せ		余裕率
				計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
トラニオン	ステンレス鋼	告示地震力	供用状態 D_s	104	341	3.2	202	591	2.9	90	590	6.5	238	591	2.4

表４．１－１２（２）　トラニオンの計算結果（告示地震力）

（単位：MPa）

部　位	材　料	地震動	許容応力区分	一次＋二次応力								
				せん断応力		余裕率	曲げ応力		余裕率	圧縮応力		余裕率
				計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
トラニオン	ステンレス鋼	告示地震力	供用状態 D_s	207	682	3.2	403	1182	2.9	90	590	6.5

4.1.2　波及的影響評価

設置許可基準規則の解釈別記4に関連した「原子力発電所施設内での輸送・貯蔵兼用乾式キャスクによる使用済燃料の貯蔵に関する審査ガイド」（以下，「兼用キャスクガイド」という。）に規定される「地盤の十分な支持を想定しない」場合かつ「基礎等に固定しない」場合を設計方針として，以下に示す事象について，兼用キャスクの安全機能への影響がないことを確認する。

評価にあたっては，当該設備の地盤状況や兼用キャスクの設置状況なども踏まえ，地震時に現実的に起こり得るものとして事象を抽出する。

以下の事象のうち，蓋部の金属部への衝突が生じうる事象は，兼用キャスク同士の衝突事象及びクレーンの転倒事象である。兼用キャスク同士の衝突性評価については，移動距離の評価によって衝突が生じないことを示し，クレーンの転倒評価では兼用キャスクに衝突荷重を作用させて安全機能への影響がないことを確認する。

(1)　設置地盤及び地震応答性状の相違等に起因する相対変位又は不等沈下による影響

(2)　兼用キャスク間の相互影響

1)　兼用キャスク同士の衝突性評価

(3)　兼用キャスクと周辺施設との相互影響（周辺施設の損傷，転倒，落下等による兼用キャスクへの影響を含む。）

1)　兼用キャスクの落下評価（支持架台の機能喪失時）

2)　兼用キャスクとコンクリートモジュールとの衝突評価

3)　コンクリートモジュールの落下・転倒評価

4)　兼用キャスクの埋没による除熱評価

5)　クレーンの転倒評価

6)　各評価事象の評価結果（まとめ）

(1)　設置地盤及び地震応答性状の相違等に起因する相対変位又は不等沈下による影響

図４．１－３に示す構内配置図より，キャスク仮保管設備及び兼用キャスクに対して波及的影響を及ぼすおそれがないことを確認する。

キャスク仮保管設備の周辺に隣接する施設がないため，評価対象はない。

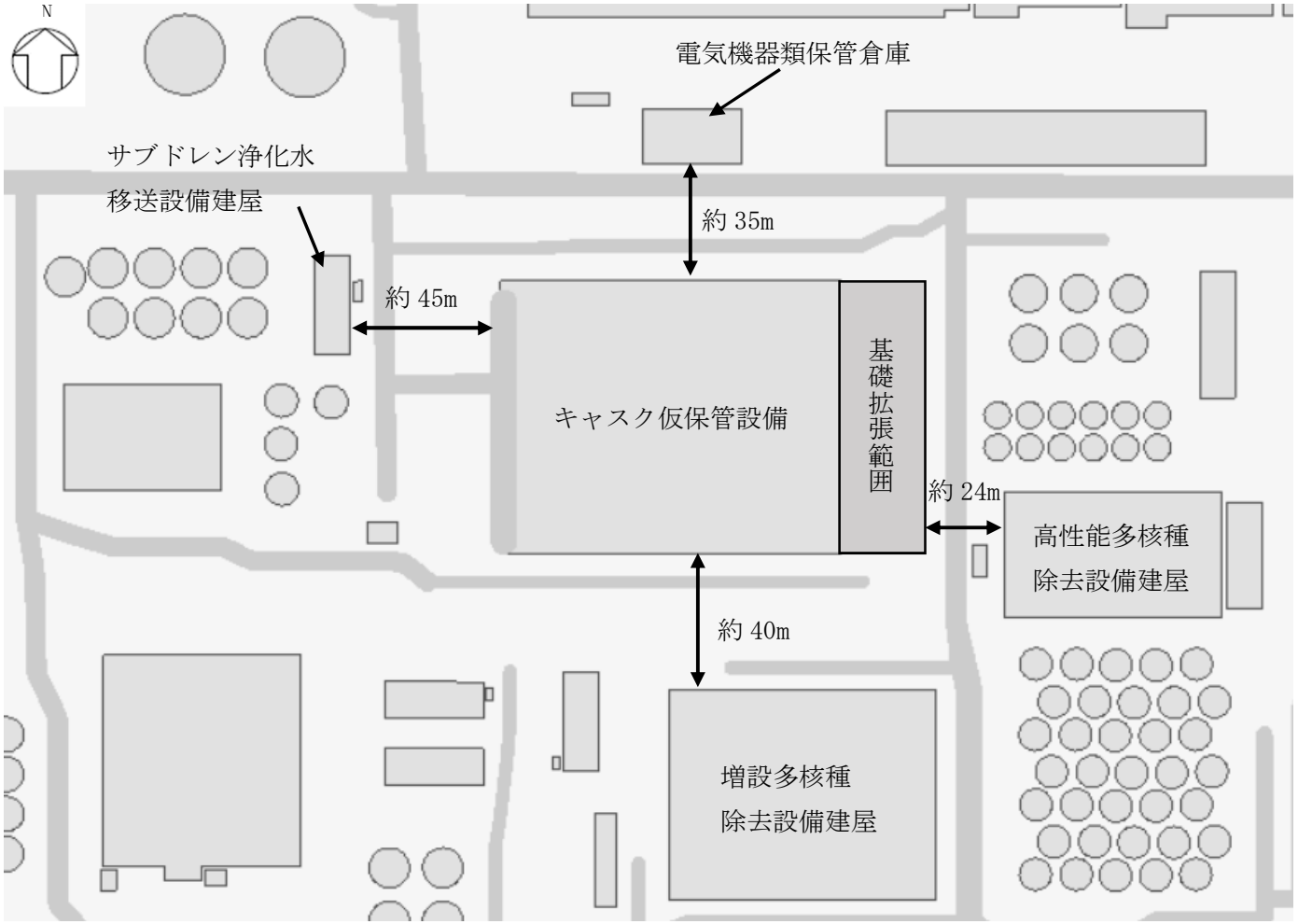


図４．１－３　キャスク仮保管設備周辺施設

(2) 兼用キャスク間の相互影響

1) 兼用キャスク同士の衝突性評価

A．評価方針

支持架台，コンクリートモジュールの天板及び側板並びにコンクリート基礎版はSs900に対して即座かつ完全に損壊することは考えにくく，例え損壊したとしてもコンクリートガレキや鉄筋は物理的に存在し，これら残存物は地震による兼用キャスクの並進運動を阻害する方向に作用する。

支持架台やコンクリートモジュール，コンクリート基礎の損傷具合，運動阻害の程度を定量的に評価することは困難なため保守的に支持架台，コンクリートモジュール，コンクリート基礎などによる減速効果を完全に無視し，水平面に置かれた円筒形の剛体がコンクリート床板上を告示速度で並進運動する場合を評価する。

ただし，地震動の加速度時刻歴挙動において，鉛直上向き加速度と下向き加速度の割合は同程度であり時間平均すると0に近づくと考えられるため，鉛直方向加速度は考慮しない。

さらに，地震が発生した場合，敷地全体がある同一方向に動き，兼用キャスク全体も同一方向に動く。しかしながら，現実的にはありえない兼用キャスク同士が同時かつ互いに近接する方向に運動するとし，エネルギー保存則を用いて算出されたコンクリート床板との摩擦を考慮した移動距離により兼用キャスク同士の衝突性を評価する。

B．評価方法

ⅰ．移動距離の算出

兼用キャスクは床面からの摩擦力以外の影響を受けず，コンクリート床板上を一定の摩擦力を受けて水平移動した際の移動距離を算出する。

兼用キャスクの運動エネルギーEは次式で表される。

$E = m \cdot V_0^2 / 2$

ここで，V_0：初速（m/s）

m：兼用キャスクの質量（＝118300kg）

摩擦力により消費されるエネルギーEfは次式で表される。

$Ef = \mu \cdot N \cdot L = \mu \cdot m \cdot g \cdot L$

ここで，μ：摩擦係数（-）

N：垂直抗力（N）

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

L：移動距離（m）

運動エネルギーが摩擦力により消費されるとき，E＝Ef となるため，移動距離 L は次式で算出する。

$L = V_0^2 / (2 \cdot \mu \cdot g)$

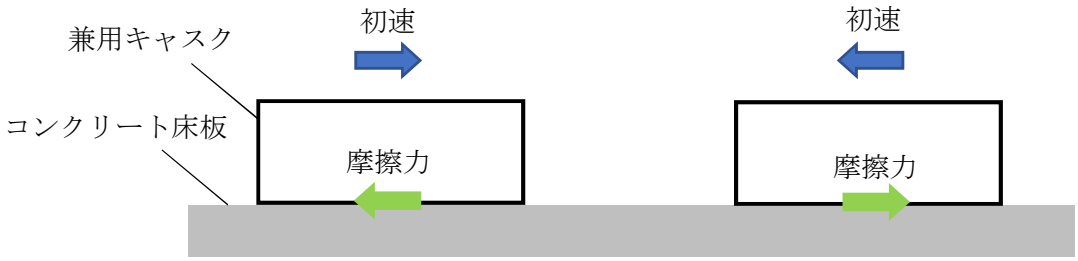


図４．１－４　兼用キャスク移動距離の評価モデル

ⅱ．初速

初速の最大値は告示速度の水平方向速度 2.0m/s を最大とし，0.5m/s，1.0m/s，1.5m/s のケースについても評価する。

ⅲ．摩擦係数

表４．１－１３に記載する鋼材とコンクリートの摩擦係数を適用する。

表４．１－１３　摩擦係数と鉛直震度の組合せ※1

CASE	摩擦面	摩擦係数	備考
1	鋼材とコンクリート	0.40	鋼構造設計規準（日本建築学会）
2	鋼材とコンクリート	0.25	電中研報告書「使用済燃料キャスク貯蔵技術の確立-地震時のキャスク転倒評価-」（研究報告：U92037）コンクリート及び鋼材表面の塗装条件を様々に変化させた試験結果のうち最も不利な摩擦係数。※2

※１　「実施計画 2.11 添付資料－４－２ 別添－６ 3 号機原子炉建屋 遮へい体設置における滑動対策について　表３．１－２ 摩擦係数と鉛直震度の組合せ」を引用。

※２　電中研報告書では，キャスク底面と床面との摩擦特性を確認するため，床面の材質や塗装条件をパラメータとして摩擦試験を実施し，キャスク底面と床面間の動摩擦係数と面圧や滑り速度等の関係を表す実験式を算出。この結果から保守的に小さい値として摩擦係数 0.25 を設定。

C．判定基準

兼用キャスク同士の衝突有無を確認するため，相互の兼用キャスク間距離で短い距離を用いて判定基準を 1.39m（＝2.78／2）とする。

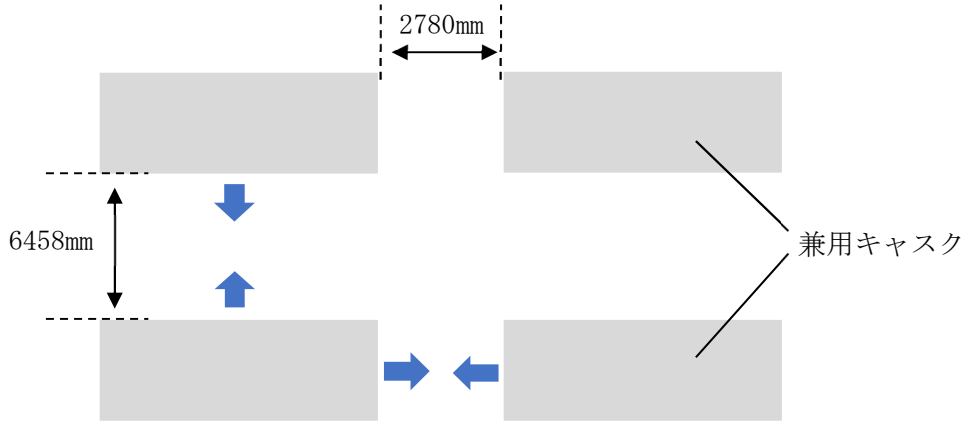


図４．１－５　真上から見た兼用キャスクの配置図

D．評価結果

表４．１－１３に記載の摩擦係数のうち最小値 0.25 及び告示速度 2.0m/s としても判定基準を満足する。したがって，兼用キャスク同士の衝突は生じないため，兼用キャスクの安全機能への影響はない。

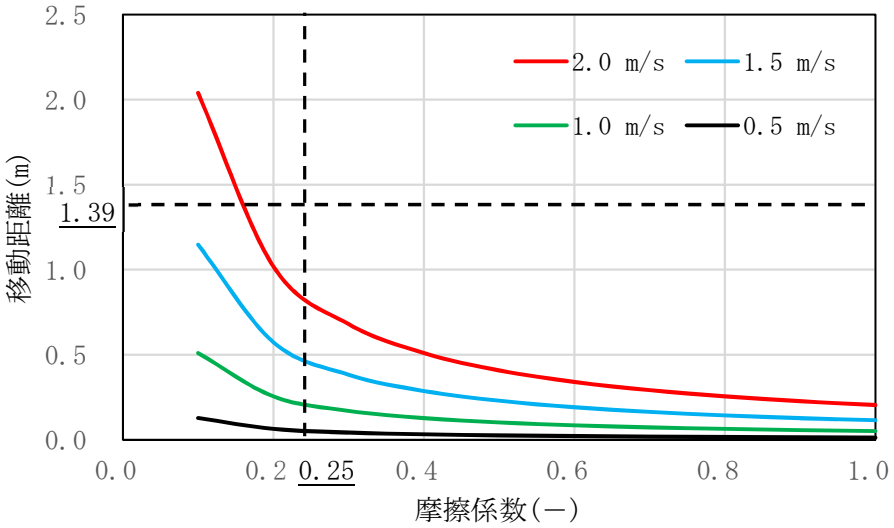


図４．１－６　兼用キャスク同士の衝突性評価結果

(3)　兼用キャスクと周辺施設との相互影響（周辺施設の損傷，転倒，落下等による兼用キャスクへの影響を含む。）

1)　兼用キャスクの落下評価（支持架台の支持機能喪失時）

Ss900 に対して支持架台は即座かつ完全に支持機能を失うことは考えにくく，また支持架台が損傷したとしても支持架台のコンクリート塊や鉄筋は物理的に存在する。

ただし，支持架台の損傷具合を定量的に評価することは困難なため保守的に支持架台の支持脚が複数同時に機能喪失し，残存する支持架台を無視して保管位置の高さからコンクリート床板まで落下する場合の衝突評価を行う。

落下姿勢は水平落下及び回転落下とし，落下によりトラニオンとコンクリート床面が衝突するものとする。

①　水平落下

A．評価方針

支持架台の前後左右 4 脚の支持機能が同時に喪失し，残存する支持架台を無視して保管位置の高さからコンクリート床板まで水平落下する場合の衝突評価を行う。

なお，評価に用いる告示地震力により兼用キャスクに作用する鉛直上向き方向加速度は 1.64G あるため，保管位置に兼用キャスクの浮き上がり高さを加えた位置より自由落下するものとする。

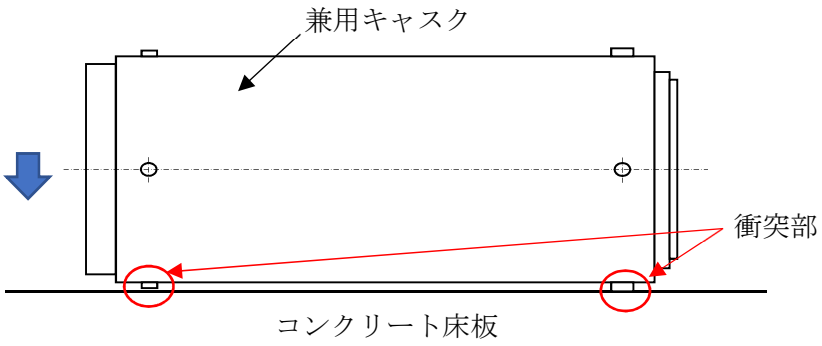


図４．１－７　兼用キャスクの水平落下

B．評価方法

ｉ．浮き上がり高さの算出

兼用キャスク告示で定められた地震力を算出するための鉛直速度による兼用キャスクの浮き上がり高さは，エネルギー保存則から運動エネルギーと落下エネルギーの以下の関係は次式で表される。

$m \cdot g \cdot h = m \cdot v^2 / 2$

ここで，m：兼用キャスクの質量

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

h：浮き上がり高さ（m）

v：告示鉛直速度（＝1.4m/s）

上記より，浮き上がり高さは次式で与えられる。

h＝v^2／2／g＝0.0999m＝0.1m

ⅱ．衝突荷重及び加速度の算出

水平落下により兼用キャスクの上部トラニオン及び下部トラニオンとコンクリート床板が衝突する。兼用キャスクは剛であるためコンクリート床板が損傷すると考えられるが，保守的にコンクリート床板を剛としトラニオンが塑性変形するものとする。

衝突荷重を保守的に設定するため,衝突荷重Ｆはトラニオンの圧縮強度(引張強さ)を用いて次式で表され 40MN となる。

F＝（A_1＋A_2）・σ

ここで，A_1：上部トラニオンの断面積（＝[redacted] m^2）

A_2：下部トラニオンの断面積（＝[redacted]mm^2）

σ：トラニオンの引張強さ（＝845MPa）

兼用キャスクに作用する衝撃加速度αは次式で表され 35G となる。

α＝F／(m･g)

ここで，m：兼用キャスクの質量（＝118300kg）

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

なお，保管位置高さ [redacted] に浮き上がり高さ 0.1m を加えた位置から，落下によりコンクリート床板に衝突するまでの重心変位量は [redacted] である。

この際の落下エネルギーは [redacted] N・m（＝118,300×9.80665×[redacted] となる。

落下エネルギーに相当するトラニオン変形量は，次式より [redacted] 程度となる。

トラニオン変形量（m）＝落下エネルギー（N・m）／衝突荷重（N）

＝m×g×h／{（A_1+A_2）×σ}

＝[redacted]

落下により圧縮を受ける箇所のトラニオン長さ寸法は [redacted] であるため，落下によりトラニオンを潰しきることは無い。

このため、トラニオンの圧縮強度（設計引張強さ）から求まる衝突荷重設定は保守的な評価である。

ⅲ．応力評価

応力評価部位を図４．１－８に，解析モデルを図４．１－９に示す。

・応力評価では，構造解析コード ABAQUS を用いる

・0°～180°方向をモデル化したハーフモデルを使用する。
・使用要素は，ソリッド要素[redacted]，シェル要素[redacted]及びビーム要素[redacted]
・鉛直下側の上部トラニオン及び下部トラニオンを拘束する
・キャスクモデル全体に前項で算出した衝撃加速度 35G を作用させる
・物性値は，兼用キャスクの温度分布計算の結果を踏まえて得られた解析温度を各部ごとに設定し，これに対応した値を用いる。なお，弾性を超える範囲は ASME B&PV Code Sec.Ⅷ(2011 Addenda)Div.2，Annex3-D にて示される構成方程式を用いて補正する
・密封シール部の塑性ひずみ及び締付けボルトの応力評価を行う
・締付けボルトには初期締付け力を与える
・締付けボルトの発生応力は、軸部に生じる荷重より，荷重を軸部断面積で除した膜応力，荷重によるモーメントを軸部の断面係数で除した曲げ応力を評価する

なお，バスケットは衝撃加速度が「核燃料物質等の工場又は事業所の外における運搬に関する規則」（以下，「外運搬規則」という。）の技術上の要件である特別の試験条件（以下，「特別の試験条件」という。）において兼用キャスクに作用する設計荷重（9m 水平落下時）より小さいことから応力評価を省略する。

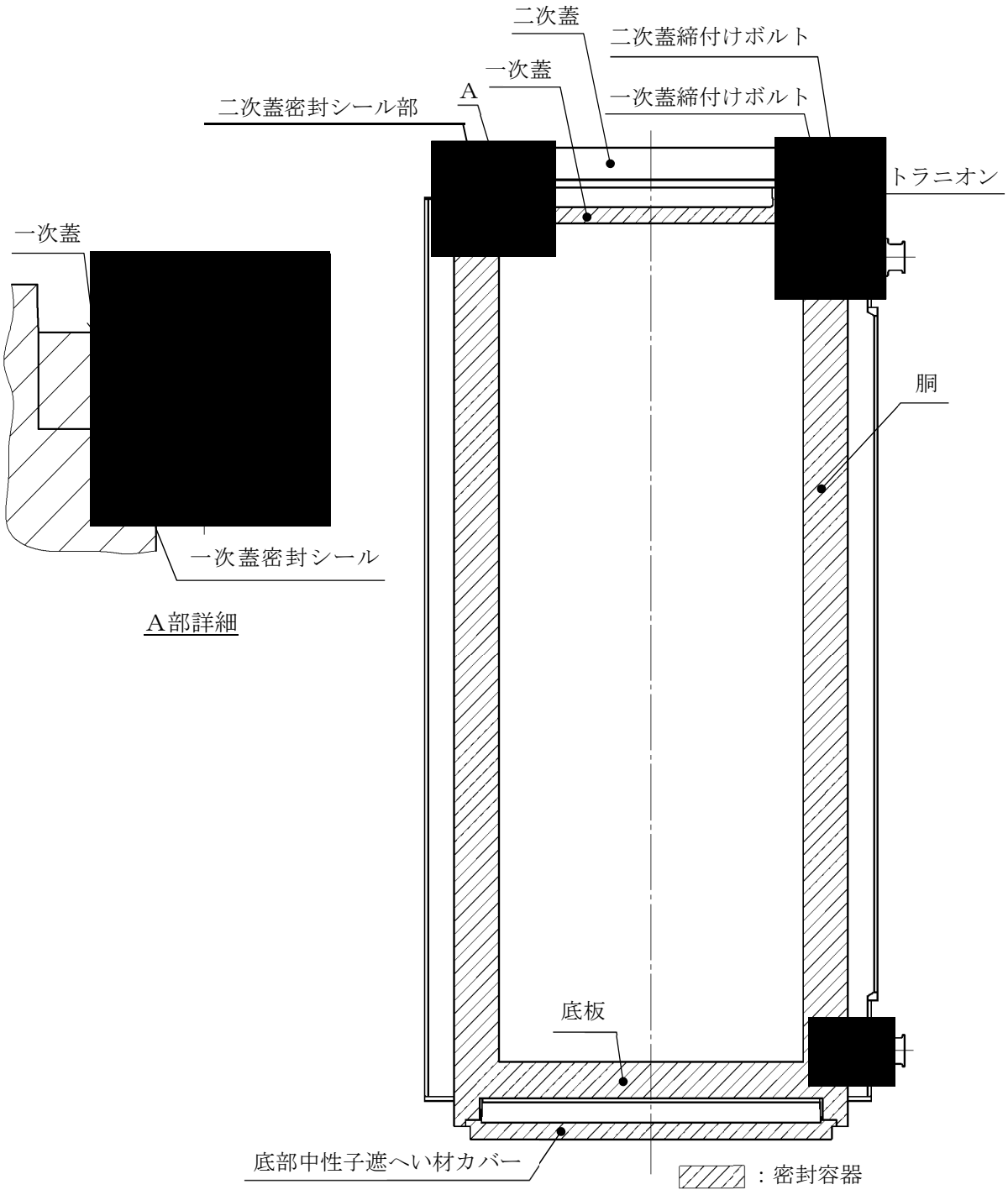

二次蓋
二次蓋締付けボルト
一次蓋
A
一次蓋締付けボルト
二次蓋密封シール部
トラニオン
一次蓋
胴
一次蓋密封シール
A部詳細
底板
底部中性子遮へい材カバー
：密封容器

図４．１－８　応力解析箇所

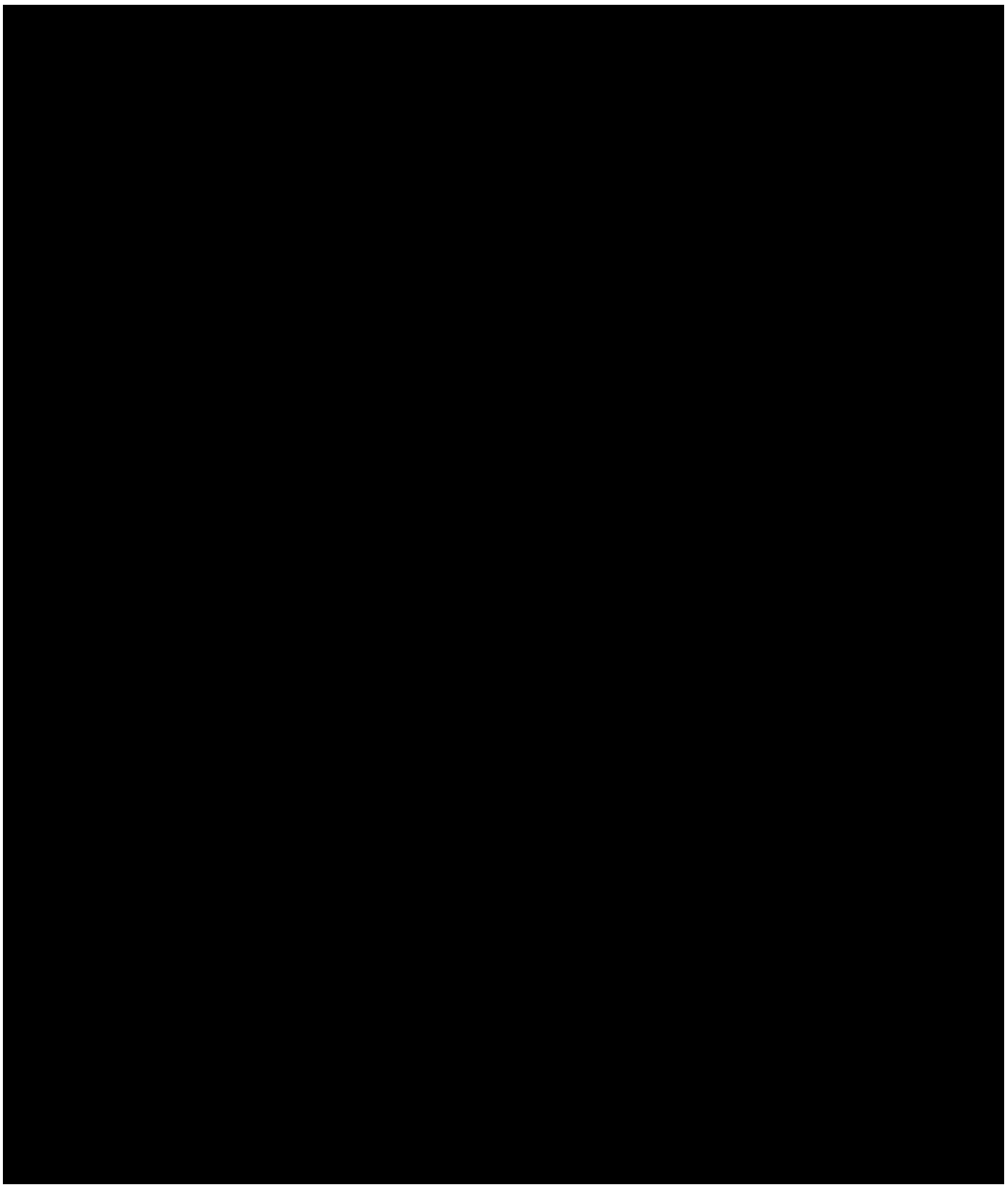


図４．１－９　解析モデル

C．判定基準

密封機能評価の判定基準を表４．１－１４に示す。兼用キャスクガイドより，密封境界についてはおおむね弾性範囲内にとどまることを確認する。なお，本評価では一次蓋を密封境界として評価しており，二次蓋は密封境界として扱わないため，胴体及び一次蓋が判定基準を満足することを確認する。

表４．１－１４　判定基準

評価部位	判定基準	備考
胴体密封シール部	塑性ひずみ 0.2%以下※1	おおむね弾性範囲
一次蓋密封シール部	塑性ひずみ 0.2%以下※1	おおむね弾性範囲
一次蓋締付けボルト	831MPa※2	最高使用温度 150℃におけるボルト材料（SNB23-3）の設計降伏点
二次蓋密封シール部	塑性ひずみ 0.2%以下※1	おおむね弾性範囲
二次蓋締付けボルト	848MPa※2	最高使用温度 110℃におけるボルト材料（SNB23-3）の設計降伏点

※1：おおむね弾性範囲内という判定基準を適用するにあたり，明確な判定基準が必要であると判断し，明瞭な降伏応力を示さない材料の耐力の定義（JIS G 0202）を参照して 0.2%に設定した。

※2：仮保管時最高使用温度に対する値

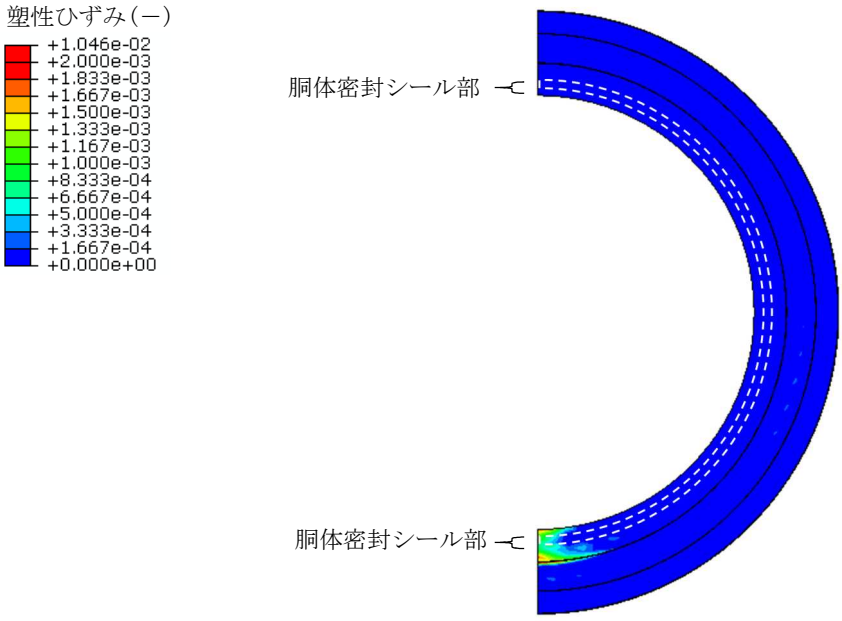
D．評価結果

胴体密封シール部及び一次蓋密封シール部に生じるひずみは表４．１－１５及び図４．１－１０に示す通り，おおむね弾性範囲内であり判定基準を満足する。また，一次蓋締付けボルトに生じる応力は表４．１－１６の通りで判定基準を満足する。

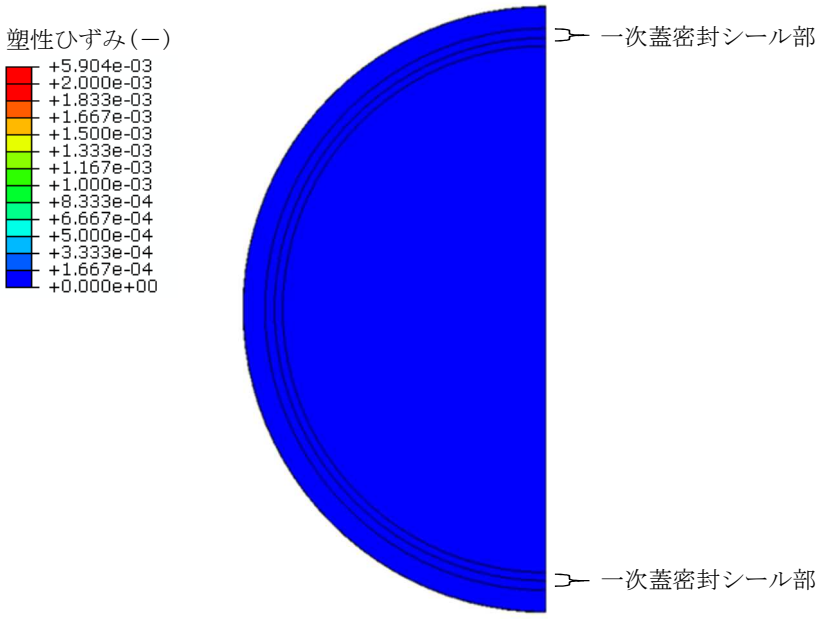
参考として，二次蓋密封シール部の評価結果を表４．１－１７，表４．１－１８及び図４．１－１１に示す。塑性ひずみが判定基準を超えているが，兼用キャスク全体としてはおおむね弾性範囲であり，一次蓋が密封境界を担保できることから密封機能は維持される。

表４．１－１５　密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
胴体密封シール部	0.1%	0.2%
一次蓋密封シール部	0%	0.2%



(a) 胴体（密封シール部）



(b) 一次蓋（密封シール部）

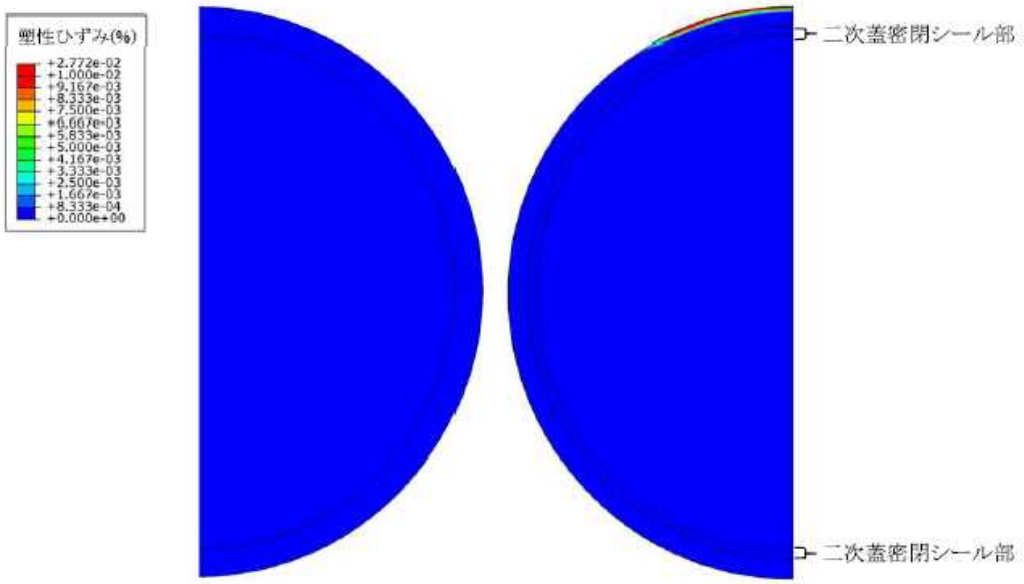
図４．１－１０　一次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

表４．１－１６　一次蓋締付けボルト応力評価結果

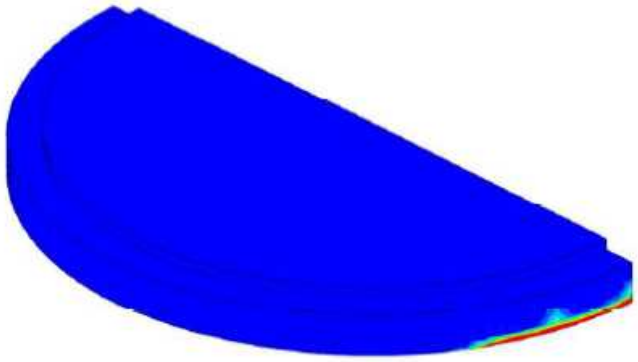
評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
一次蓋締付けボルト	279MPa	704MPa	831MPa

表４．１－１７　二次蓋密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
二次蓋密封シール部	2.8%	0.2%



（a）外面側　　（b）胴体内側



（c）外面側斜め方向

図４．１－１１　二次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

表４．１－１８　二次蓋締付けボルト応力評価結果

評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
二次蓋締付けボルト	280MPa	574MPa	848MPa

② 回転落下

A．評価方針

前方（蓋側）左右 2 脚の支持架台の支持機能が同時に喪失し，残存する支持架台を無視して保管位置の高さからコンクリート床板まで後方 2 脚の支持架台を中心に回転落下（蓋部とコンクリート床板との衝突）する場合の衝突評価を行う。

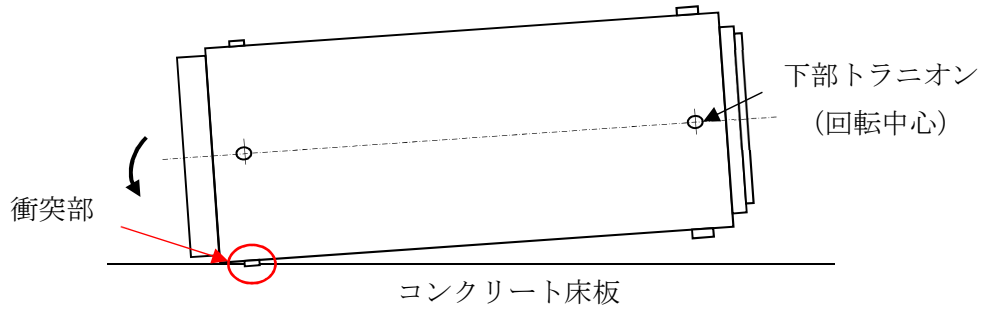


図４．１－１２　兼用キャスクの回転落下

B．評価方法

ｉ．衝突荷重及び加速度の算出

下部トラニオンを回転中心とした回転落下により兼用キャスクの上部トラニオンとコンクリート床板が衝突する。兼用キャスクは剛であるためコンクリート床板が損傷すると考えられるが，保守的にコンクリート床板を剛としトラニオンが塑性変形するものとする。

衝突荷重を保守的に設定するため，衝突荷重 F はトラニオンの圧縮強度（引張強さ）を用いて次式で表され 13MN となる。

$F = A_1 \cdot \sigma$

ここで，A_1：上部トラニオンの断面積（＝[redacted]mm^2）

σ ：トラニオンの引張強さ（＝845MPa）

図４．１－１３より加速度分布は蓋側を最大として下部トラニオンで 0 になるように直線的に変化するため，兼用キャスクに作用する衝撃加速度 α は下部トラニオンを頂点とした三角形となる。このため，力としては先端の加速度の 1/2 を全質量に乗じればよい。

また，距離は全ての力が三角形の重心で作用した場合と等価であるため，蓋側の端点で生じる衝撃加速度を α，単位長さあたりの質量を m，分布長さを L_2 とすると，M_1 は次式で表される。

$M_1 = 2/3 \cdot L_2 \cdot (\alpha / 2 \cdot m \cdot L_2)$

ここで，M_1：荷重 F が作用したことによる慣性力によるモーメント（蓋側）

α ：兼用キャスク上端の加速度（m/s^2）

L_2：兼用キャスク上面から下部トラニオンまでの長さ（＝[redacted]mm）

M_2については，M_1と同様に次式で表される。

$M_2＝2／3･L_1･((L_1／L_2)\alpha／2 ･m･L_1)$

ここで，M_2：荷重Fが作用したことによる慣性力によるモーメント（底側）

L_1：キャスク底面から下部トラニオンまでの長さ（＝[redacted]mm）

M_3 については，Fの荷重が距離L_3の位置で作用しているので，次式で表される。

$M_3＝F･L_3$

ここで，M_3：荷重F の作用によるモーメント

L_3：トラニオン間距離（＝[redacted] m）

これらの式とモーメントの釣り合い式（$M_1＋M_2＝M_3$）より加速度αは 32.4G となり，この数値を丸めて 35G とする。

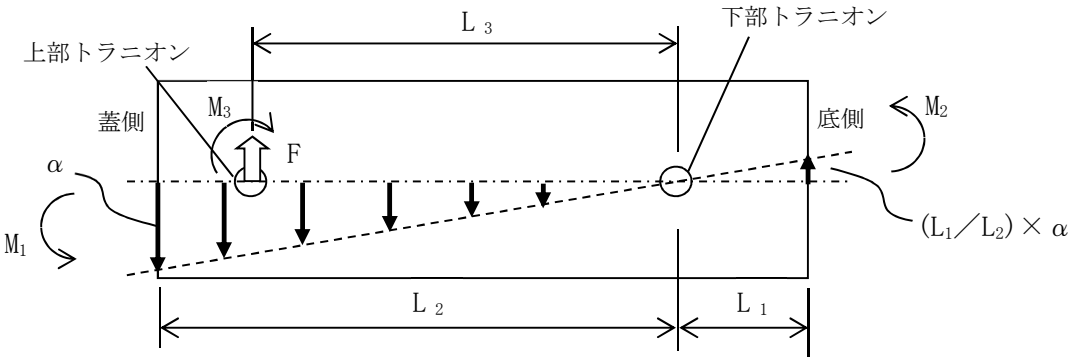


図４．１－１３　下部トラニオン周りの回転状態図

なお，回転落下では下部トラニオンを回転中心とするため，キャスク全体が浮き上がることは無いが，仮に「①　水平落下」と同様に保管位置から回転落下によりコンクリート床板に衝突すると仮定すると図より重心変位量は [redacted] となり，浮き上がり高さ 0.1m を加えると重心変位量は [redacted] となる。この際の落下エネルギーは [redacted] N・m（＝118,300×9.80665×[redacted]）となる。落下エネルギーに相当する上部トラニオン変形量は，次式より [redacted] 程度となる。

トラニオン変形量（m）＝落下エネルギー（N・m）／衝突荷重（N）

＝m×g×h／（A_1×σ）

＝[redacted]

落下により圧縮を受ける箇所のトラニオン長さ寸法は [redacted]であるため，落

下によりトラニオンを潰しきることは無い。このため，トラニオンの圧縮強度（設計引張強さ）から求まる衝突荷重設定は保守的な評価である。

ⅱ．応力評価

「①　水平落下」と同様に，構造解析コードABAQUSを用いて図４．１－９に示す解析モデルを使用する。

水平方向下部トラニオンを回転軸として固定し，鉛直下側の上部トラニオンを拘束する。図４．１－１３より，下部トラニオンを回転中心（加速度0）とし，兼用キャスク中心軸に沿って回転中心からの距離に比例して大きくなるように，兼用キャスク全体に加速度（回転中心から最も離れた兼用キャスク先端が35G）を与え，密封シール部の塑性ひずみ及び締付けボルトの応力評価を行う。

なお、バスケットは「①　水平落下」と同様に，特別の試験条件において兼用キャスクに作用する設計荷重（9m水平落下時）より小さいことから応力評価を省略する。

Ｃ．判定基準

「①　水平落下」と同様に，密封機能評価の判定基準である表４．１－１４を判定基準とする。

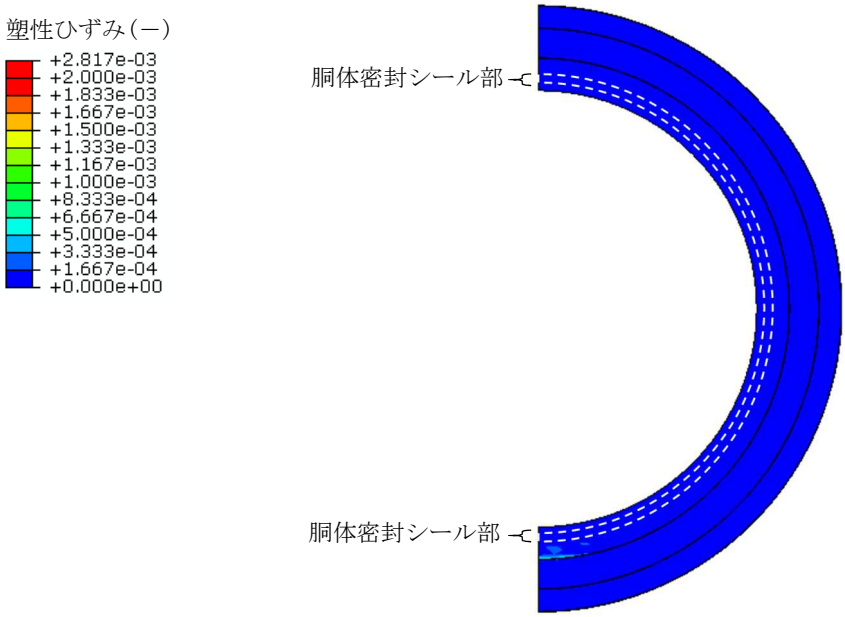
Ｄ．評価結果

胴体密封シール部及び一次蓋密封シール部に生じるひずみは表４．１－１９及び図４．１－１４に示す通り，塑性ひずみは発生せず判定基準を満足する。また，一次蓋締付けボルトに生じる応力は表４．１－２０の通りで判定基準を満足する。

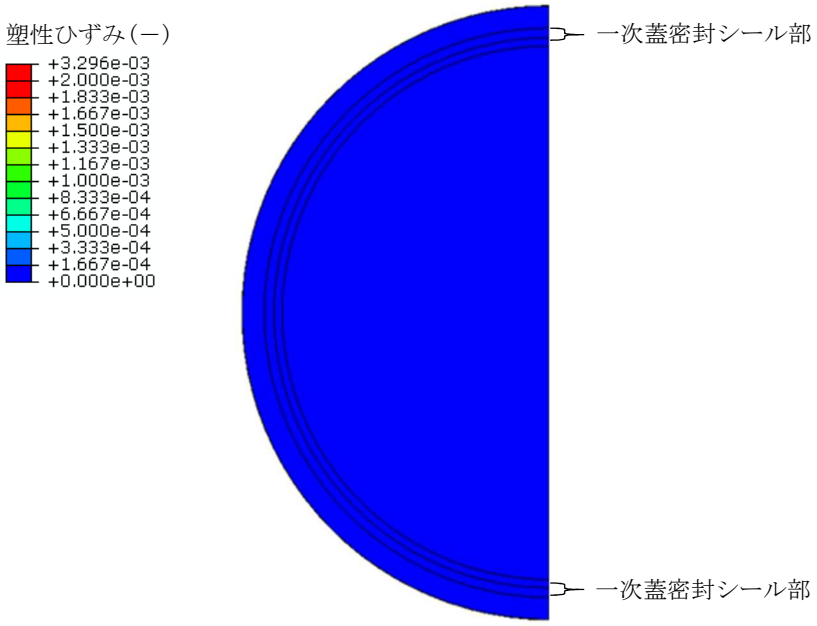
参考として，二次蓋の評価結果を表４．１－２１，表４．１－２２及び図４．１－１５に示す。水平落下時と同様，塑性ひずみが判定基準を超えているが，兼用キャスク全体としてはおおむね弾性範囲であり，一次蓋が密封境界を担保できることから密封機能は維持される。

表４．１－１９　密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
胴体密封シール部	0%	0.2%
一次蓋密封シール部	0%	0.2%



(a) 胴体（密封シール部）



(b) 一次蓋（密封シール部）

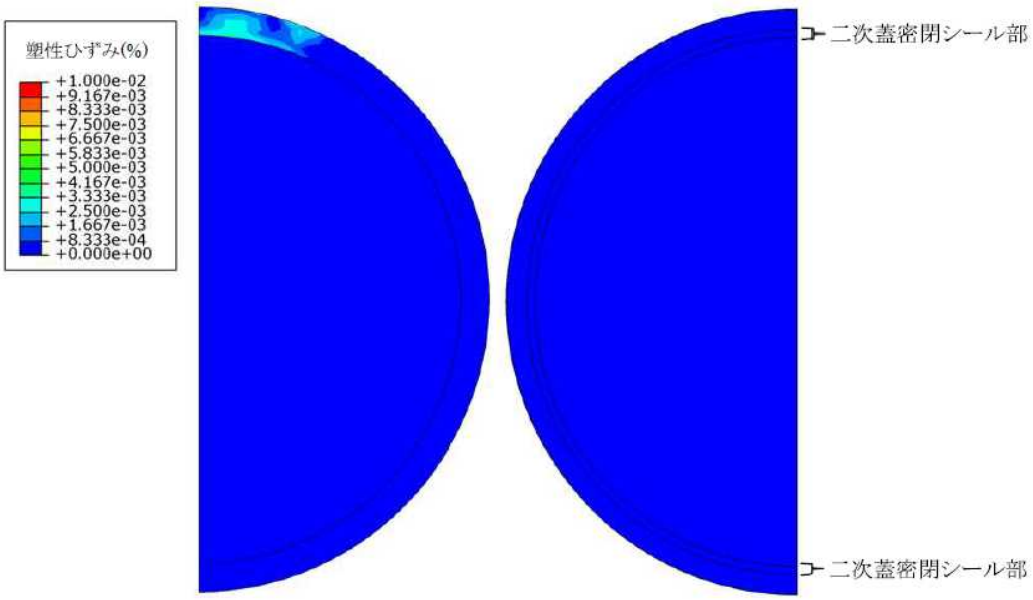
図４．１－１４　一次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

表４．１－２０　一次蓋締付けボルト応力評価結果

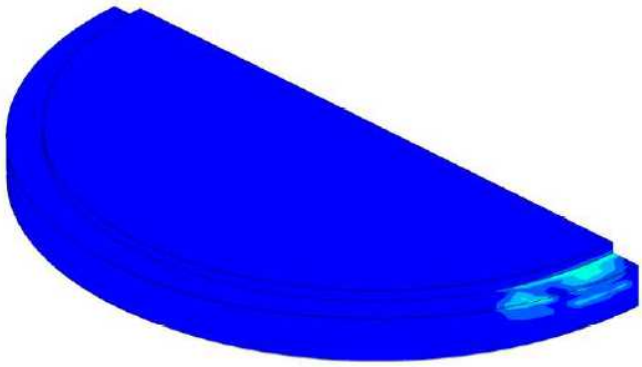
評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
一次蓋締付けボルト	265MPa	616MPa	831MPa

表４．１－２１　二次蓋密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
二次蓋密封シール部	0.4%	0.2%



（a）外面側　　（b）胴体内側



（c）外面側斜め方向

図４．１－１５　二次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

表４．１－２２　二次蓋締付けボルト応力評価結果

評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
二次蓋締付けボルト	265MPa	466MPa	848MPa

2)　兼用キャスクとコンクリートモジュールとの衝突評価

兼用キャスク及びコンクリートモジュールの並進運動を阻害する要因を除外し，水平面に置かれた兼用キャスク１基と当該兼用キャスクを取り囲むコンクリートモジュール１基が保守的に形状を維持したままコンクリート床板上を並進運動し，衝突する場合を評価する。

①　兼用キャスク頭部への衝突

Ａ．評価方針

軸方向に並進運動する兼用キャスクと側板長辺方向に並進運動するコンクリートモジュールが，兼用キャスク頭部とコンクリートモジュール側板（短辺）で衝突する事象を評価するが，評価上は静止した兼用キャスクに相対速度を持ったコンクリートモジュールが衝突するものとして評価を行う。

Ｂ．評価方法

兼用キャスクとコンクリートモジュールが衝突した際に発生する衝突荷重を，コンクリートモジュールに対して兼用キャスクが十分に剛であると見なして評価する。衝突荷重は，建築物の耐衝撃設計の考え方※1に記載の方法を参考に，衝突する物体の圧壊挙動を無視したRieraの式※2を使用する。

$$P(t) = P_b[x(t)] + \mu[x(t)]v^2(t) \qquad (1)$$

ここで，P(t)：衝突荷重(N)

Pb(x)：先端から距離xにおける圧潰力(N)

μ(x)：先端から距離xにおける単位長さ当たりの質量(kg/m)

v(t)：時刻tにおける衝突速度(m/s)

本評価では，兼用キャスク及びコンクリートモジュールの速度はどちらも兼用キャスクガイドで示される速度2.0m/sとするため，衝突速度はこれらの相対速度4m/sを用いて評価する。

航空機の衝撃試験に関する報告書によれば，機体の破壊強度が衝突荷重に与える影響は比較的小さく，質量の慣性力が支配的となり，衝突荷重の時刻歴の形状は，機体の質量分布に依存する※1。同様に考え，式(1)の第1項を無視できるとすると，式(1)は次のように求められる。

$$P(t) = \mu[x(t)]v^2(t) \qquad (2)$$

ここで，衝突するコンクリートモジュール１基の質量分布を考慮すると，塑性変形

する部材は変形方向に一様な断面ではないことから，変形に従い発生荷重の変動が生じる。衝突荷重を厳しめに評価するために質量分布の形状に三角形を仮定した場合，式(2)は次のように求められる。

$$P = \frac{2m}{L}v^2 \qquad (3)$$

ここで，m：衝突する物体の質量(kg)

L：衝突する物体の衝突方向長さ(m)

本評価では，質量はコンクリートモジュール１基分（m＝58,700kg）とし，コンクリートモジュール側板（短辺）の衝突方向長さは側板厚さ（L＝0.200m）とする。

C．判定基準

当該衝突荷重が外運搬規則の技術上の要件である一般の試験条件（以下,「一般の試験条件」という。）において兼用キャスクに作用する設計荷重（0.3m 頭部垂直落下時）より小さい場合，兼用キャスクの安全機能は維持される。核燃料輸送物設計承認申請書 別紙（平成 30 年 7 月 20 日申請）（以下,「SAR」という。）における一般の試験条件（0.3m 頭部垂直落下時）の兼用キャスクに作用する設計荷重 34.7MN を判定基準とする。

D．評価結果

式(3)を用いて衝突荷重を評価した結果を表４．１－２３に示す。衝突荷重は，判定基準より小さいため，兼用キャスクの安全機能は維持される。

表４．１－２３　衝突荷重の計算結果

評価ケース	衝突荷重	判定基準
兼用キャスク頭部への衝突	9.40MN	34.7MN

※１：日本建築学会,「建築物の耐衝撃設計の考え方」（2015 年１月）.

※２：Jorge D. Riera, “On the Stress Analysis of Structures Subjected to Aircraft Impact Forces”, Nuclear Engineering and Design 8, 415-426(1968).

② 兼用キャスク側面への衝突

A．評価方針

軸直角方向に並進運動する兼用キャスクと側板短辺方向に並進運動するコンクリートモジュールが，兼用キャスク側面（水平方向トラニオン２箇所）とコンクリートモジュール側板（長辺）で衝突する事象を評価するが，評価上は静止した兼用キャスクに相対速度を持ったコンクリートモジュールが衝突するものとして評価を行う。

B．評価方法

「① 兼用キャスク頭部への衝突」と同様に，兼用キャスクとコンクリートモジュールが衝突した際に発生する衝突荷重を評価する。

なお，衝突する物体の質量はコンクリートモジュール１基分（m＝58,700kg）とし，衝突する物体の衝突方向長さはコンクリートモジュール側板（長辺）の側板厚さ（L＝0.200m）とする。

C．判定基準

衝突部位が兼用キャスク水平落下事象と同様のため，「1) ① 水平落下」で算出されたトラニオンへの衝突荷重40MNを判定基準とし，水平落下事象への包絡性を示す。

D．評価結果

式(3)を用いて衝突荷重を評価した結果を表４．１－２４に示す。衝突荷重は，判定基準より小さいため，兼用キャスクの安全機能は維持される。

表４．１－２４ 衝突荷重の計算結果

評価ケース	衝突荷重	判定基準
兼用キャスク側面への衝突	9.40MN	40MN

3)　コンクリートモジュールの落下・転倒評価

地震によりコンクリートモジュールが損傷し，貯蔵中の兼用キャスクにコンクリートモジュールが落下・転倒した場合の影響を評価する。

Ss900 に対して支持架台が即座かつ完全に支持機能を失うことは考えにくいが，保守的に落下エネルギーを大きくするため支持架台を無視し兼用キャスクがコンクリート床板上に置かれた場合の衝突とする。また，告示地震力による浮き上がり量（100㎜）を落下高さに加えて評価する。

兼用キャスクの安全機能への影響を考慮し，想定される衝突事象におけるコンクリートモジュールの落下エネルギーが大きいケース（表４．１－２５の太枠内）について評価を行う。落下エネルギーを表４．１－２５，評価ケースを表４．１－２６に示す。兼用キャスクとコンクリートモジュールの衝突イメージを図４．１－１６～図４．１－１９に示す。図中の赤点線は支持架台を無視してコンクリート床板上に置かれた兼用キャスクの位置である。

表４．１－２５　想定される衝突事象と落下エネルギー

衝突物	質量 (kg)	寸法 (㎜)	姿勢	兼用キャスク 衝突位置	重心変位 (㎜)	落下エネルギー (N・㎜) ※
天板	16,300 (全体)	4680×7100 ×200	水平	トラニオン	1261	2.2×10^{8}
			傾斜	胴フランジ部	807	1.5×10^{8}
	5,500 (パネル１枚)	4680×2370 ×200	水平	トラニオン	1261	7.4×10^{7}
				外筒	1318	7.7×10^{7}
			傾斜	トラニオン	631	4.0×10^{7}
				外筒	659	4.1×10^{7}
側板 (蓋側)	8,000 (全体)	3800×4280 ×200	傾斜	胴フランジ部	113	1.7×10^{7}
	4,000 (パネル１枚)	3800×2140 ×200				8.4×10^{6}
側板 (底部側)	8,000 (全体)	3800×4280 ×200	傾斜	兼用キャスク 底部	49	1.2×10^{7}
	4,000 (パネル１枚)	3800×2140 ×200				5.9×10^{6}
側板 (側部側)	13,200 (全体)	3800×7100 ×200	傾斜	外筒	251	4.6×10^{7}
	4,400 (パネル１枚)	3800×2370 ×200		外筒	251	1.6×10^{7}

※落下エネルギーは質量(kg)×重力加速度(9.80665m/s^2)×（重心変位(㎜)+浮き上がり量（100㎜)）より算出する。

表４．１－２６　コンクリートモジュールの落下・転倒の評価ケース

評価ケース	衝突位置	安全機能への影響	衝突条件	判定基準の設定方法
(1)	鉛直上側トラニオン	鉛直上側トラニオンへの衝突により，トラニオン取付位置の胴が損傷し，閉じ込め機能を喪失	天板（全体）が水平姿勢で落下	水平姿勢の兼用キャスクのトラニオンに荷重が作用する水平落下事象の衝突荷重以下であることを確認する
(2)	胴フランジ部	密封シール部が変形し，閉じ込め機能を喪失	天板（全体）が傾斜姿勢で落下	水平姿勢の兼用キャスクの胴フランジ部に荷重が作用するクレーン転倒事象の衝突荷重以下であることを確認する
(3)	外筒及び伝熱フィン	外筒部が破損し，線量が増加 伝熱フィンが破断し，除熱機能が低下	天板（パネル１枚）が水平姿勢及び傾斜姿勢で落下	外筒が破断しないことを示すため落下エネルギーが外筒のせん断エネルギーと伝熱フィンの圧縮変形エネルギーの合計値以下であることを確認する



図４．１－１６　天板（全体）が水平落下して衝突する場合の衝突姿勢



図４．１－１７　天板（全体）が傾斜して衝突する場合の衝突姿勢



図４．１－１８　天板（パネル１枚）が水平落下して外筒に衝突する場合の衝突姿勢



図４．１－１９　天板（パネル１枚）が傾斜して衝突する場合の衝突姿勢

① 天板（全体）の水平姿勢での落下

A．評価方針

天板パネル 3 枚が連結し形状（全体）を維持したまま水平姿勢で落下しトラニオンに衝突する場合を評価する。衝突荷重が荷重作用位置の同じ兼用キャスク水平落下事象に包絡されることを示す。

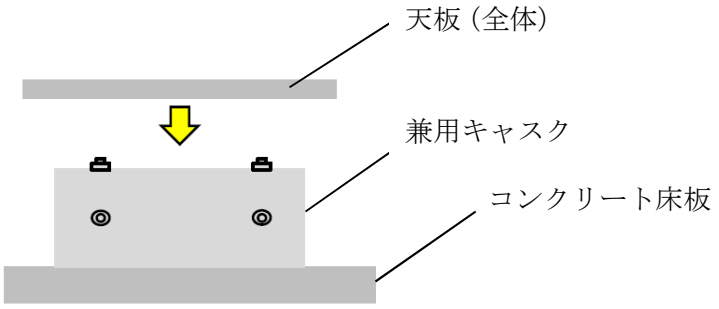


図４．１－２０　天板（全体）の水平姿勢での落下

B．評価方法

兼用キャスクとコンクリートモジュールが衝突した際に発生する衝突荷重を，コンクリートモジュールに対して兼用キャスクが十分に剛であると見なして評価する。衝突荷重は，「2)　兼用キャスクとコンクリートモジュールとの衝突評価」と同様に Riera の式を用いて評価する。

$$P(t) = P_b[x(t)] + \mu[x(t)]v^2(t) \qquad (1)$$

ここで，P(t)：衝突荷重(N)

Pb(x)：先端から距離 x における圧潰力(N)

μ(x)：先端から距離 x における単位長さ当たりの質量(kg/m)

v(t)：時刻 t における衝突速度(m/s)

本評価では，コンクリートモジュールの衝突速度は落下高さより算出する。

「2)　兼用キャスクとコンクリートモジュールとの衝突評価」と同様に，式(1)の第 1 項を無視できるとすると，式(1)は次のように求められる。

$$P(t) = \mu[x(t)]v^2(t) \qquad (2)$$

ここで，衝突するコンクリートモジュールの天板はパネル 3 枚が連結し形状を維持したまま水平姿勢で落下するため，天板（全体）の質量分布が長さＬにわたって一様，かつ変形方向に対しても質量分布が一様ではあるが，衝突荷重を厳しめに評価するために質量分布の形状に三角形を仮定すると，式(2)は次のように求められる。

$$P = \frac{m}{L} v^2 \qquad (3)$$

ここで，m：衝突する物体の質量(kg)

L：衝突する物体の衝突方向長さ(m)

本評価では，質量はコンクリートモジュール天板全体（m＝16,300kg）とし，コンクリートモジュールの衝突方向長さは厚さ（L＝0.200m）とする。

C．判定基準

兼用キャスク水平落下事象への包絡性を示すため，「1）① 水平落下」で算出されたトラニオンへの衝突荷重 40MN を判定基準とする。

D．評価結果

鉛直上側トラニオンに作用する荷重は 4.4MN であり判定基準 40MN 以下であるため，本事象は兼用キャスク水平落下事象に包絡される。

表４．１－２７　天板（全体）の水平姿勢での落下評価結果

質量 (kg)	衝突部	落下高さ※ (mm)	衝突速度 (m/s)	厚さ (m)	衝突荷重 (MN)	判定基準 (MN)
16,300	トラニオン	1361	5.2	0.2	4.4	40

※：重心変位に加え，浮き上がり量 100mm を考慮

② 天板（全体）の傾斜姿勢での落下

A．評価方針

天板パネル 3 枚が連結し形状を維持したまま傾斜姿勢で落下し胴フランジ部側面に衝突する場合を評価する。衝突荷重が荷重作用位置の同じクレーン転倒事象（「5) ⑤-2 兼用キャスク 2 基胴フランジ部への衝突」参照）に包絡されることを示す。

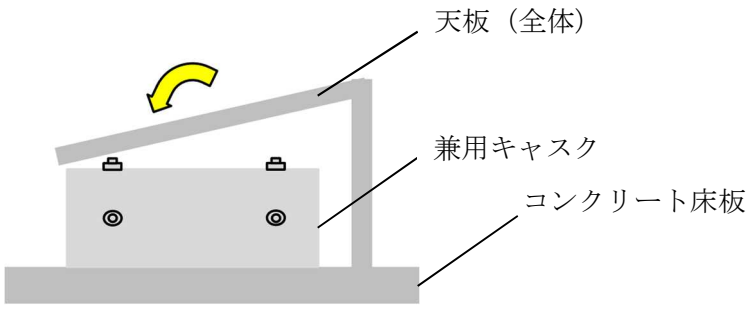


図４．１－２１　天板（全体）の傾斜姿勢での落下

B．評価方法

「① 天板（全体）の水平姿勢での落下」と同様，Riera の式を用いて衝突荷重を評価する。

なお，衝突する物体の質量はコンクリートモジュール天板全体(m＝16,300kg)とし，衝突する物体の衝突方向長さはコンクリートモジュール天板厚さ（L＝0.200m）とする。

C．判定基準

クレーン転倒事象への包絡性を示すため，「5) ⑤-2 兼用キャスク 2 基胴フランジ部への衝突」で算出された胴フランジ部への衝突荷重 41MN を判定基準とする。

D．評価結果

胴フランジ部に作用する荷重は 2.9MN であり判定基準 41MN 以下であるため，本事象はクレーン転倒事象に包絡される。

表４．１－２８　天板（全体）の傾斜姿勢での落下評価結果

質量 (kg)	衝突部	落下高さ※ (mm)	衝突速度 (m/s)	厚さ (m)	衝突荷重 (MN)	判定基準 (MN)
16,300	胴フランジ部	907	4.3	0.2	2.9	41

※：重心変位に加え，浮き上がり量 100mm を考慮

③　天板（パネル１枚）の水平姿勢及び傾斜姿勢での落下

Ａ．評価方針

天板パネル１枚が形状を維持したまま水平姿勢及び傾斜姿勢で落下し外筒に衝突する場合を評価する。外筒への衝突により，外筒及び伝熱フィンの損傷範囲を評価し，遮蔽機能及び除熱機能への影響を評価する。

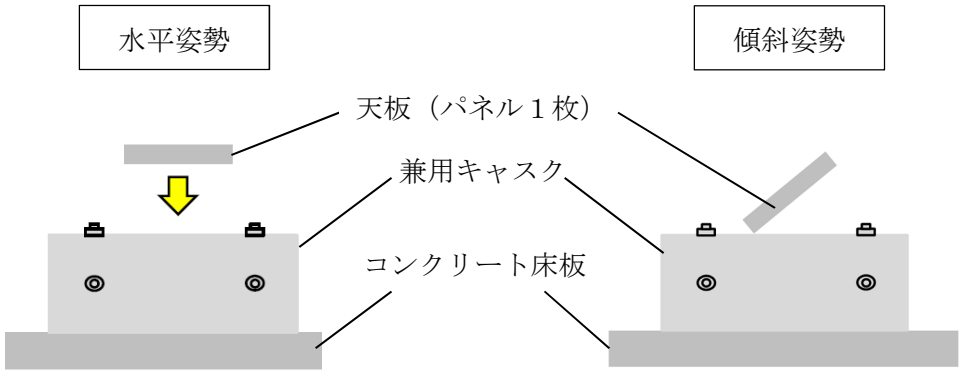


図４．１－２２　天板（パネル１枚）の水平姿勢及び傾斜姿勢での落下

Ｂ．評価方法

外筒に荷重が作用した場合，外筒のせん断による破断が生じる前に伝熱フィンが圧縮されて塑性変形する。そのため，コンクリートモジュール天板落下の落下エネルギーE に対して外筒のせん断に要するエネルギーEs 及び伝熱フィンの圧縮変形エネルギーEc が大きければ，外筒が破断して中性子遮蔽材が欠落することはない。

コンクリートモジュール天板の落下エネルギーE は次式で表される。

$E=m\cdot g\cdot H$

ここで，m：落下物の質量（＝5500kg）

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

H：落下高さ（＝水平姿勢：1418mm，傾斜姿勢：759mm）

外筒のせん断に要するエネルギーEs は次式で表される。

$Es=D\cdot t^2\cdot S/2$

ここで，D：破断領域の周長（mm）（水平姿勢：[redacted]mm，傾斜姿勢：[redacted]mm）

t：外筒の板厚（＝20mm）

S：外筒のせん断強さ（＝215MPa）

伝熱フィンが圧縮されて塑性変形するエネルギーEc は次式で表される。

$Ec=A\cdot Su\cdot L$

ここで，A：荷重を受け持つ伝熱フィンの総面積（mm^2）（水平姿勢：[redacted]mm^2，傾

斜姿勢：[redacted]mm^2)

Su：伝熱フィンの設計引張強さ（＝[redacted] Pa）

L：伝熱フィンの圧縮変形長さ（伝熱フィン高さ）（＝143mm）

C．判定基準

コンクリートモジュール天板の落下エネルギーE が外筒の破断に要するせん断エネルギーEs と伝熱フィンの圧縮変形エネルギーEc の合計を超えなければ外筒が破断に至ることはないため Es＋Ec を判定基準とする。

D．評価結果

下表に示す通り，いずれも落下エネルギーが外筒のせん断エネルギーと伝熱フィンの圧縮変形エネルギーの合計を超えないため，外筒が破断することはない。

表４．１－２９　天板（パネル１枚）の水平姿勢及び傾斜姿勢での落下評価結果

落下物	質量 (kg)	落下高さ H※ (mm)	落下物の落下姿勢	落下エネルギー (N・mm)	外筒のせん断＋伝熱フィン圧縮エネルギー (N・mm)		外筒のせん断破断の有無
天板（パネル1枚）	5,500	1418	水平	7.7×10^7	外筒(Es)	2.1×10^8	無
					フィン(Ec)	2.5×10^9	
					合計	2.7×10^9	
		759	傾斜	4.1×10^7	外筒(Es)	3.4×10^7	無
					フィン(Ec)	3.2×10^8	
					合計	3.5×10^8	

※：重心変位に加え，浮き上がり量 100mm を考慮

4)　兼用キャスクの埋没による除熱評価

A．評価方針

地震によりコンクリートモジュールが損傷し，貯蔵中の兼用キャスクにコンクリートモジュールが落下・転倒することで兼用キャスクが埋没する場合の除熱機能への影響を評価する。

コンクリートパネルには鉄筋が入っているため兼用キャスクとコンクリートパネルにはある程度の空隙が生じると考えられるが，保守的に兼用キャスクの上半分に対して隙間なくコンクリートパネルが張り付いて覆う場合を評価する。

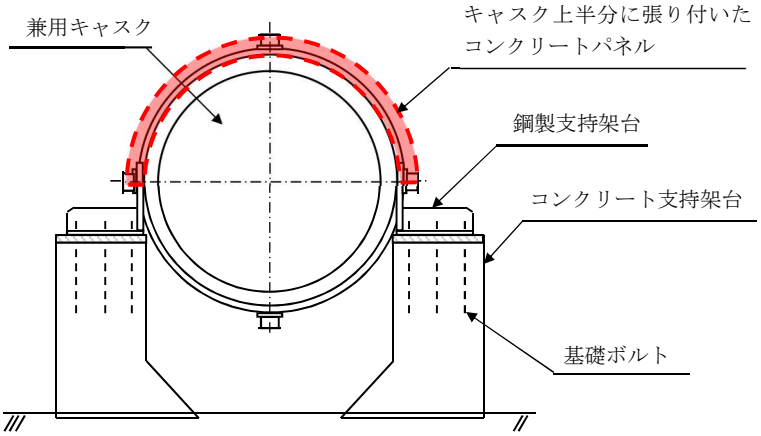


図４．１－２３　兼用キャスクの埋没想定

B．評価方法

兼用キャスクの上半分には厚さ 200㎜ のコンクリートモジュール天板が密着状態で覆い，さらに保守的に断熱と設定して評価する。下半分については物理的にコンクリートが密着しないため，自然対流熱伝達，放射伝熱を考慮する。

解析モデルを図４．１－２４に示す。図４．１－２５に示す既設評価で用いた軸方向断面モデルを軸回りに回転させて三次元形状でモデル化する。

定常状態の温度分布を時刻 0 とし，1000h（約 42 日）までの温度変動を評価する。



図４．１－２４　解析モデル

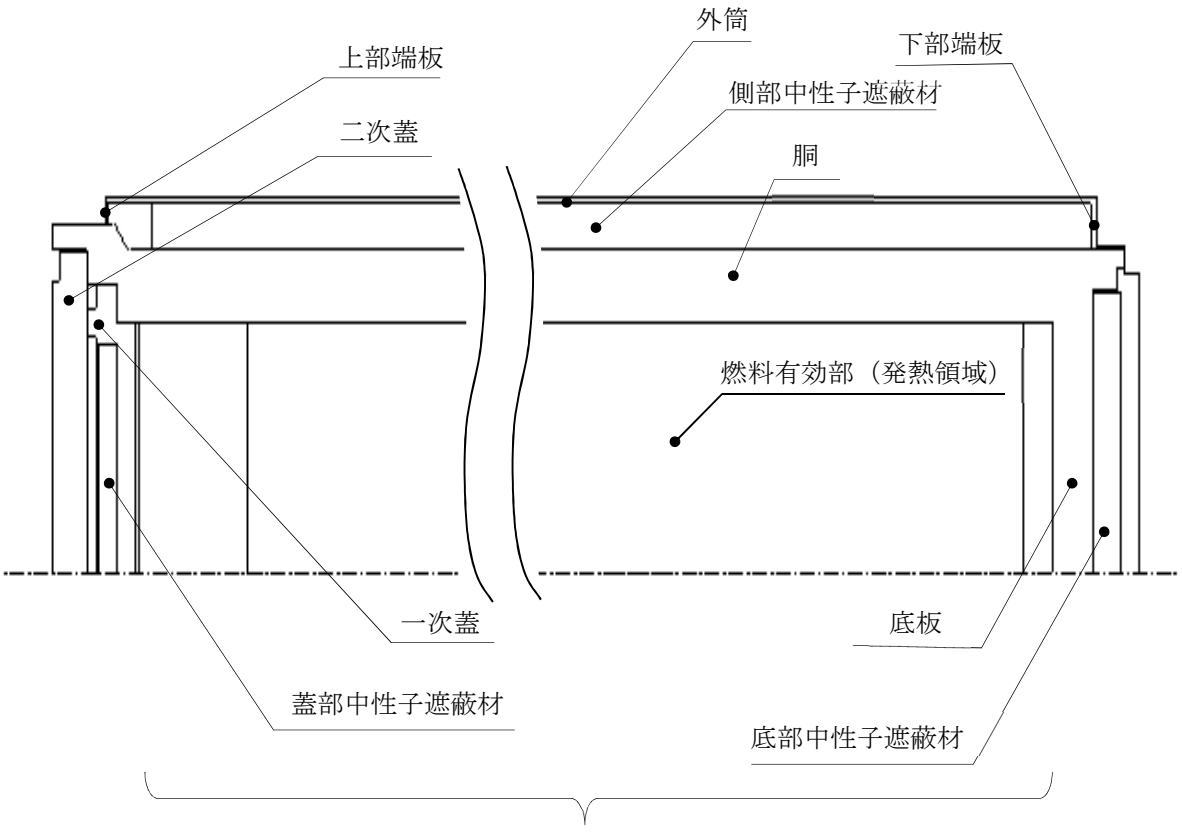


図４．１－２５　軸方向断面モデル

C．判定基準

兼用キャスクの除熱評価における制限温度は表４．１－３０の通り設定する。なお，兼用キャスクの密封境界は胴及び一次蓋として判定基準を満足することを確認する。また，金属ガスケット及び中性子遮蔽材については，コンクリートガレキ等の除去が完了するまでの限られた期間内に兼用キャスクの基本的安全機能が維持される温度として短期的制限温度を設定する。

表４．１－３０　各部材における制限温度

（単位：℃）

部位	材質	制限温度		根拠
		長期的な使用	短期的な使用	
燃料被覆管	ジルカロイー２	300		学会標準※1 安全機能を確保する期間において，累積クリープひずみが１％以下となる温度，照射硬化回復現象により燃料被覆管の機械的特性が著しく低下しない温度及び水素化物の再配向による燃料被覆管の機械的特性の低下が生じない温度以下となる温度
密封容器，外筒等 密封蓋締付けボルト	炭素鋼，合金鋼	350		構造規格
金属ガスケット	アルミニウム合金 ニッケル基合金	130	[redacted]	電中研※2 安全機能を確保する期間において，累積 LMP が 11.09×10^3以下となる温度
バスケット	ボロン添加ステンレス鋼	300		臨界防止の観点でバスケットの変形を抑制するうえで構造強度が確保される温度
中性子遮蔽材	レジン	150	[redacted]	一般に熱分解が生じるとされる温度以下※3

※1：日本原子力学会標準，使用済燃料中間貯蔵施設用金属キャスクの安全設計及び検査基準：2021，附属書N
※2：加藤治，伊藤千浩，「電力中央研究所報告 使用済燃料貯蔵容器用ガスケットの長期密封特性」，(一財)電力中央研究所，U92009（平成４年７月）
※3：例えば，熱重量・示差熱（TG・DTA）分析で，熱分解が観察されない温度

D．評価結果

温度上昇は 400h（約２週間）程度でほぼ定常となり，すべての部位で制限温度を満足する。

図４．１－２６に部位ごとの最高温度変化を示す。時刻０（定常時）より，兼用キャスク上面側の温度が上昇し，400h（約 2 週間）程度でほぼ定常となった。各部材の 1000h 経過時の温度は表４．１－３１に示す通り，すべての部位で安全機能が確保できる制限温度を満足する結果となった。参考として，評価した二次蓋及び二次蓋金属

ガスケットについても制限温度を満足する結果となった。

表４．１－３１　兼用キャスクの埋没による除熱評価結果

（単位：℃）

部材		1000h 経過時の温度	判定基準
燃料被覆管		[redacted]	300
炭素鋼	胴		350
	一次蓋		
	二次蓋		
アルミニウム合金，ニッケル基合金	一次蓋金属ガスケット		[redacted]
	二次蓋金属ガスケット		
ボロン添加ステンレス鋼			300
中性子遮蔽材	側部		[redacted]
	蓋部		
	底部		

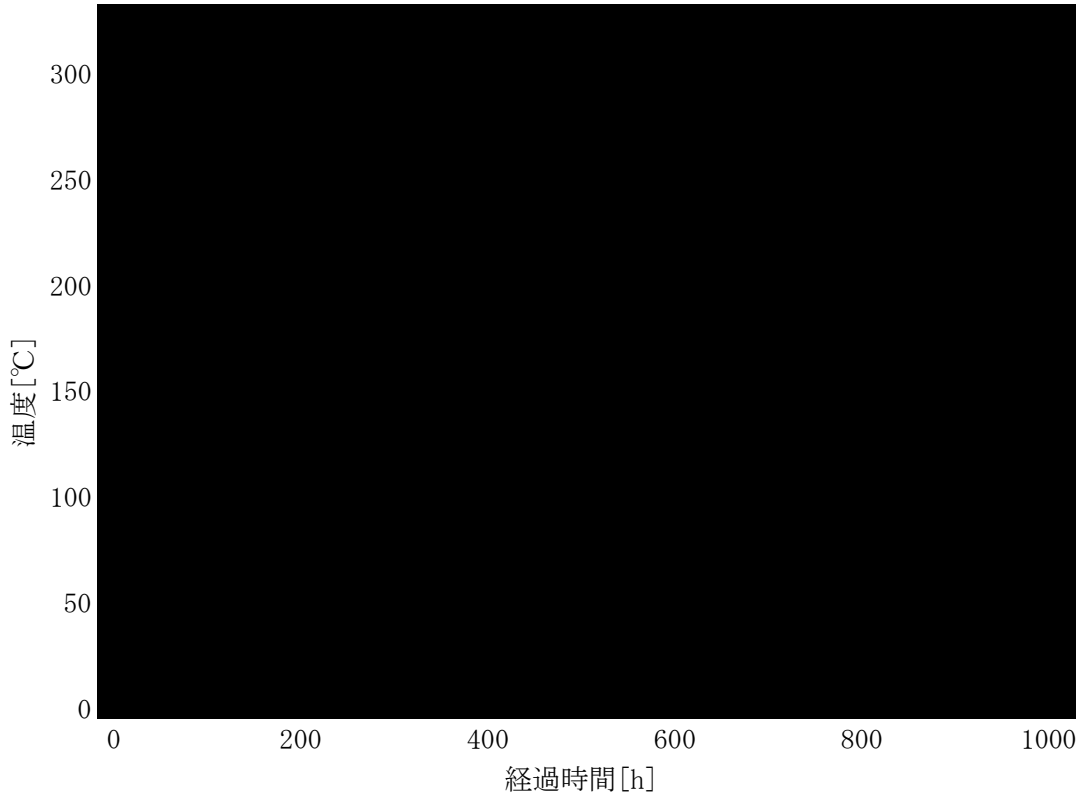


図４．１－２６　部位ごとの最高温度変化

5)　クレーンの転倒評価

クレーン，クレーン周辺のコンクリート基礎及び地盤が健全な場合における告示地震力によるクレーン回転転倒の可能性を検討する。

また，コンクリート基礎及び地盤が損傷する場合においては，クレーンの転倒が否定できないことから，クレーンの転倒評価を行う。評価にあたっては，兼用キャスク及びクレーンの移動を考慮した衝突位置の検討並びに衝突基数について検討し，評価を行う。

クレーンの転倒評価フローを図４．１－２７に示す。

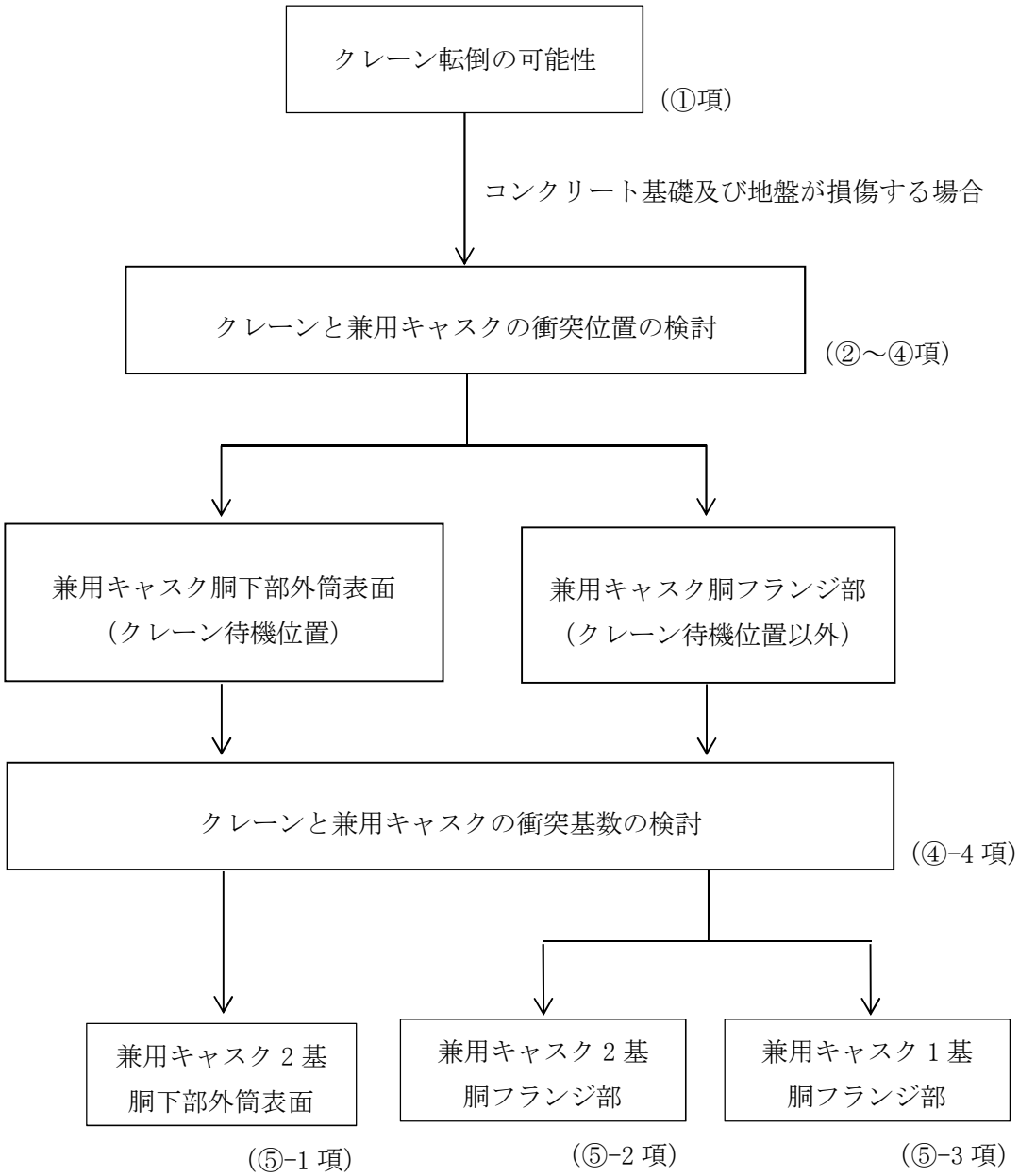


図４．１－２７　クレーンの転倒評価フロー図

① クレーン回転転倒の可能性について

①-1 浮き上がりによる回転転倒の可能性

図４．１－２８(a)にクレーンの形状，重心位置を示す。剛体とみなしたクレーンが形状を維持したまま転倒する場合，図４．１－２８(b)に示すように，脚部ががれきなどの障害物で移動を制限され，脚部を中心に回転転倒すると考えられる。クレーンが回転転倒する場合の浮き上がり量 h_t は，次式で算出される。なお，クレーンの重心位置は脚部の回転中心上にある時とする。

h_m

$\theta_0 =$ [redacted]

$\theta_t =$

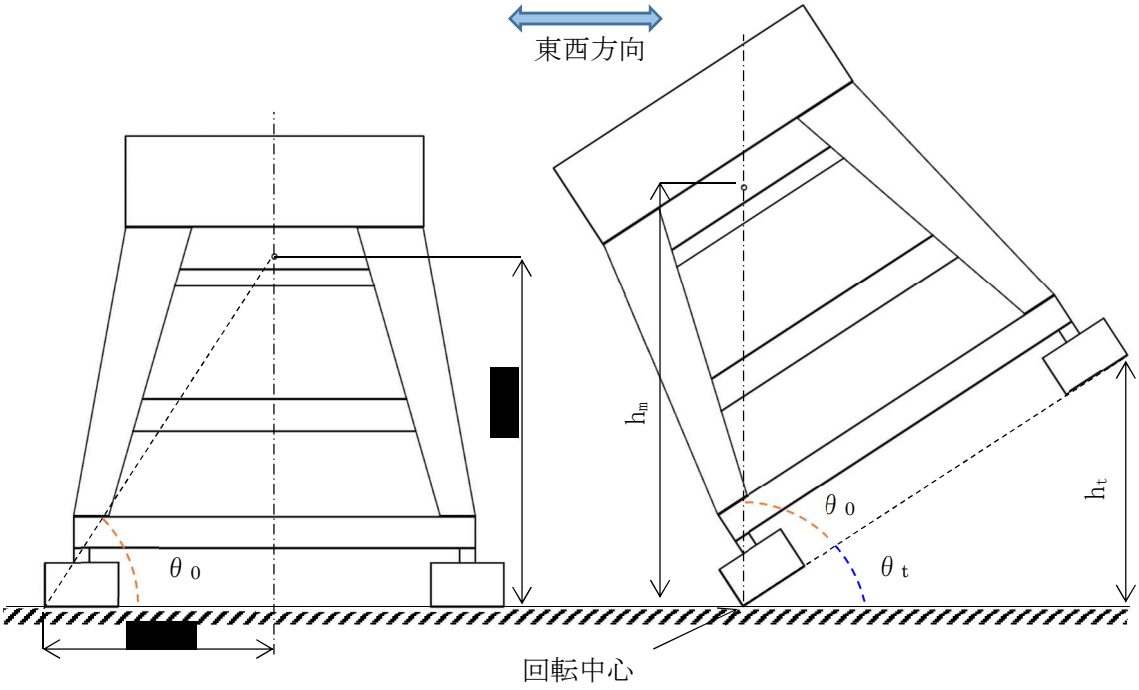
$h_t =$

ここで，h_m：クレーンの重心が脚部の回転中心上にあるときの高さ（m）

θ_0：転倒支点から重心位置を結ぶ線と水平線の角度（°）

θ_t：転倒が生じる角度（°）

h_t：転倒が生じる浮き上がり量（m）



(a)クレーンの形状，重心位置　　(b) 重心位置が一番高い姿勢

図４．１－２８　クレーン転倒姿勢

クレーンが形状を維持したまま東西方向に転倒するには，片側の車輪が [redacted]mm 程度浮き上がる必要がある。一方，非線形時刻歴応答解析における 1/2Ss450 の地震時の最大浮き上がり量評価結果が 0.7mm である（「4.4（3）2）③　浮き上がり量結果」参照）。

また，告示地震力の地震時におけるコンクリート床板の水平方向の最大速度 2.0m/s 及び鉛直方向の最大速度 1.4m/s の合成速度 2.5m/s が作用するとした場合，工学式に基づく最大浮き上がり量は次式で算出される。この時のクレーン浮き上がり姿勢を図４．１－２９に示す。

$m \times g \times h_{差} = m \times v_{合}^2/2$ より，

$h_{差} =$ [redacted]

$h_{重} =$ [redacted]

$\theta_0 =$ [redacted]

$\theta_1 =$ [redacted]

$\theta_2 =$ [redacted]

$h_{浮} =$ [redacted]

ここで，$v_{合}$：コンクリート床板の合成速度（＝2.5m/s）

m：クレーンの質量（kg）

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

$h_{差}$：速度による浮き上がり時の重心位置の差（m）

$h_{重}$：速度による浮き上がり時のクレーン重心高さ（m）

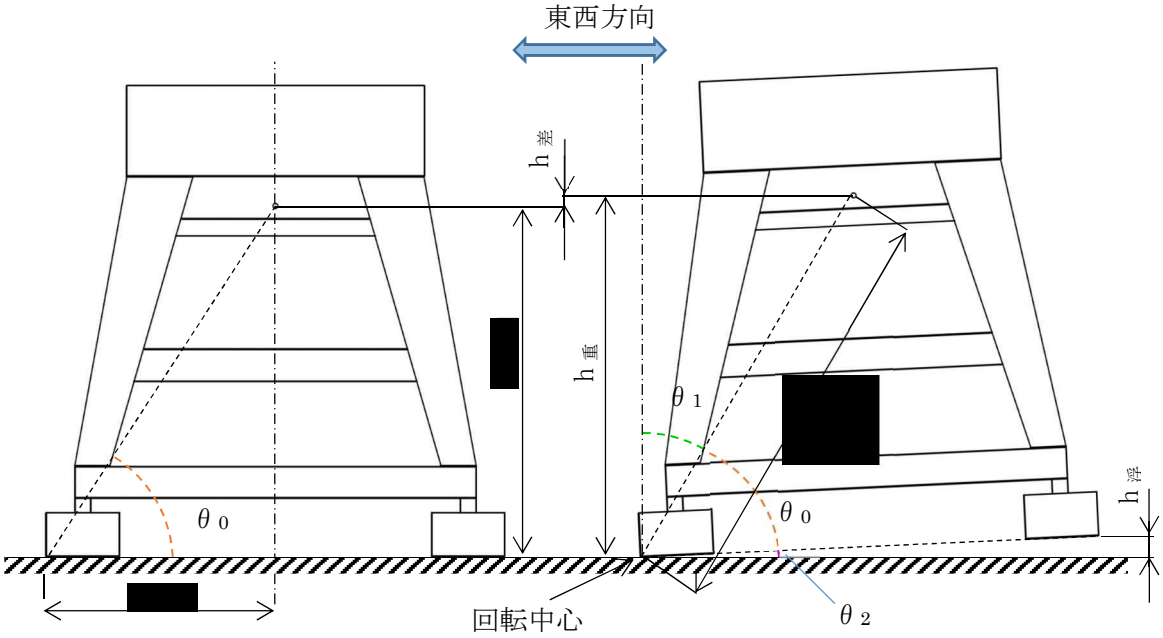
θ_0：転倒支点から重心位置を結ぶ線と水平線の角度（°）

θ_1：転倒支点から浮き上がり時の重心位置を結ぶ線と鉛直線の角度（°）

θ_2：速度による浮き上がり角度（°）

$h_{浮}$：速度による最大浮き上がり量（m）

評価の結果，告示地震力の地震時の最大浮き上がり量は [redacted]mm であり，転倒に必要な浮き上がり量 [redacted]mm 以下であると想定されることから，クレーンの転倒は考えにくい。



(a)クレーンの形状，重心位置　　(b) 速度による浮き上がり姿勢

図４．１－２９　クレーン浮き上がり姿勢

①-2　クレーン速度による回転転倒の可能性

①-1 項同様，剛体とみなしたクレーンが形状を維持したまま転倒する場合，図４．１－２８(b)に示すように，脚部ががれきなどの障害物で移動を制限され，脚部を中心に回転転倒すると考えられる。この場合，初期状態との重心位置の差以上のエネルギーが必要になる。

クレーン転倒時の重心位置は [redacted]mm，初期状態では [redacted] m であるので，重心位置の差は 1,775mm である。この重心位置の差分に相当する速度 v は以下の通りである。

$m \times g \times h = m \times v^2/2$ より，

$v = \sqrt{(2 \times g \times h)} = \sqrt{(2 \times 9.80665 \times 1.775)} = 5.90 m/s$

ここで，m：クレーンの質量(kg)

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

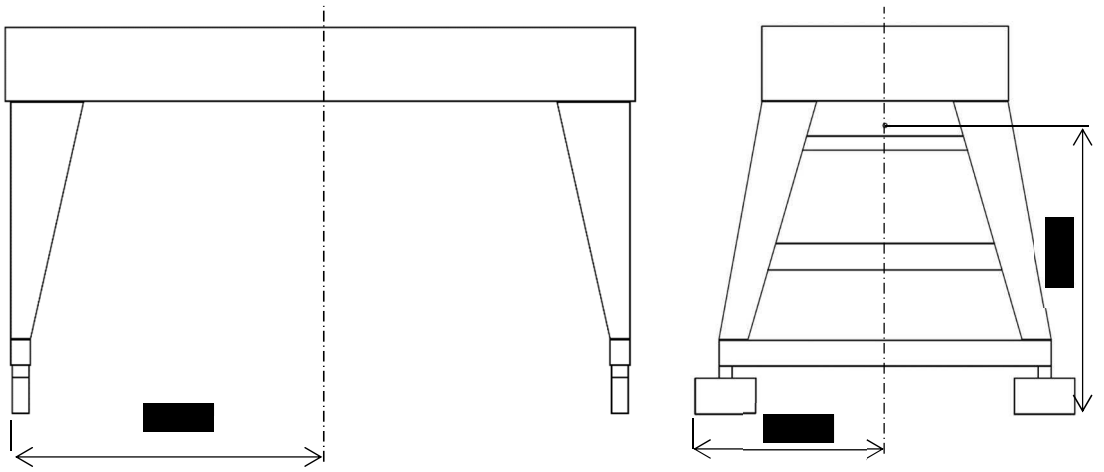
h：重心位置の差（＝1.775m）

評価の結果，①-1 項より，告示地震力の地震時におけるコンクリート床板の合成速度は 2.5m/s であり，転倒に必要なクレーン速度 5.9m/s 以下であると想定されることから，クレーンの転倒は考えにくい。

①-3　クレーン脚部１箇所を回転の起点として転倒する可能性

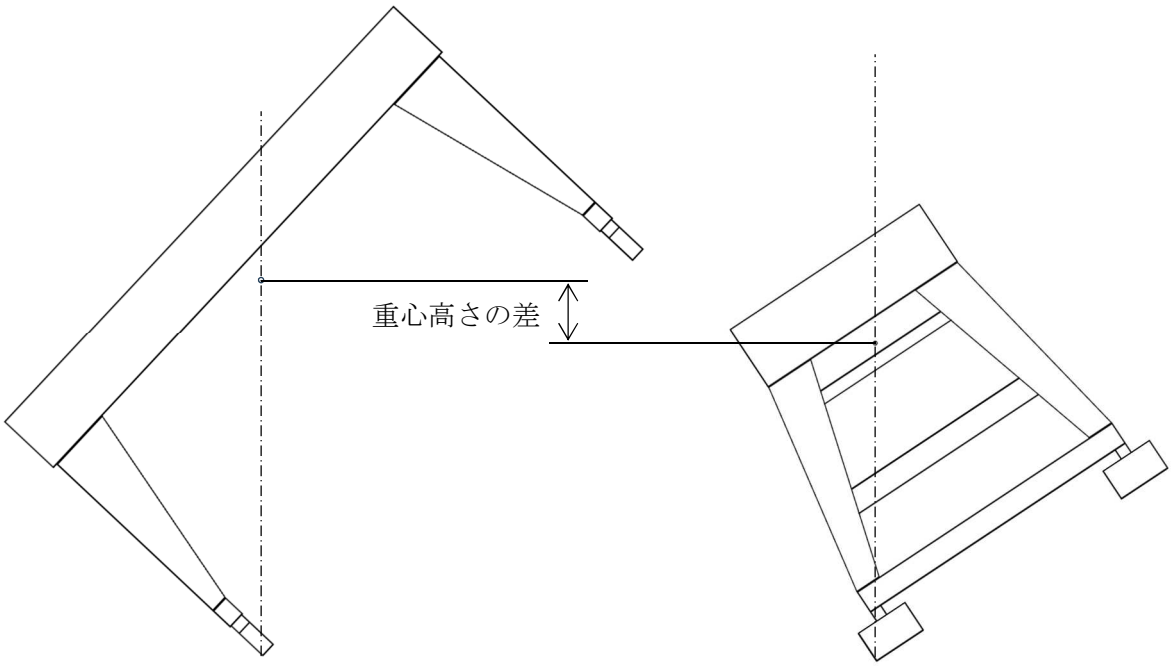
図４．１－３０にクレーンの形状，重心位置を示す。クレーンは南北方向に約 20m，東西方向に約 12m の矩形形状である。クレーンには４つの脚部があり，クレーンが転倒するには，図４．１－３１に示すように，脚部ががれきなどの障害物またはコンクリート基礎の損傷により移動を制限され，２箇所の脚部を中心に回転転倒すると考えられる。回転転倒時のクレーンの重心位置は，脚部の回転中心上にある時が最も位置が高い。このため，初期状態との重心位置の差以上のエネルギーが必要になる。この時，クレーンが南北方向（長辺側）に転倒する場合の重心変位は，東西方向（短辺側）に転倒する場合よりも大きく，クレーンは東西方向（短辺側）に転倒すると考えられる。

また，４つの脚部のうち，１個所のみが移動を制限されてクレーンが水平方向に回転する場合を想定した場合，図４．１－３２のようにクレーンは水平方向に回転しながら転倒すると考えられる。この場合においてもクレーンは必要エネルギーが小さい短辺側に最も転倒しやすい。このとき，クレーンは２箇所の脚部が移動を制限された場合と異なり，回転運動を伴うため，転倒に必要な重心位置の差のエネルギーに加えて，回転エネルギーが必要になるため，より大きなエネルギーが必要になる。このため，クレーン脚部１箇所を回転の起点とした転倒の可能性は考えにくい。



(a)西側からみたクレーン形状　　(b)南側から見たクレーン形状

図４．１－３０　クレーンの形状，重心位置



(a) 南北方向への転倒　　(b) 東西方向への転倒

図４．１－３１　クレーン転倒姿勢

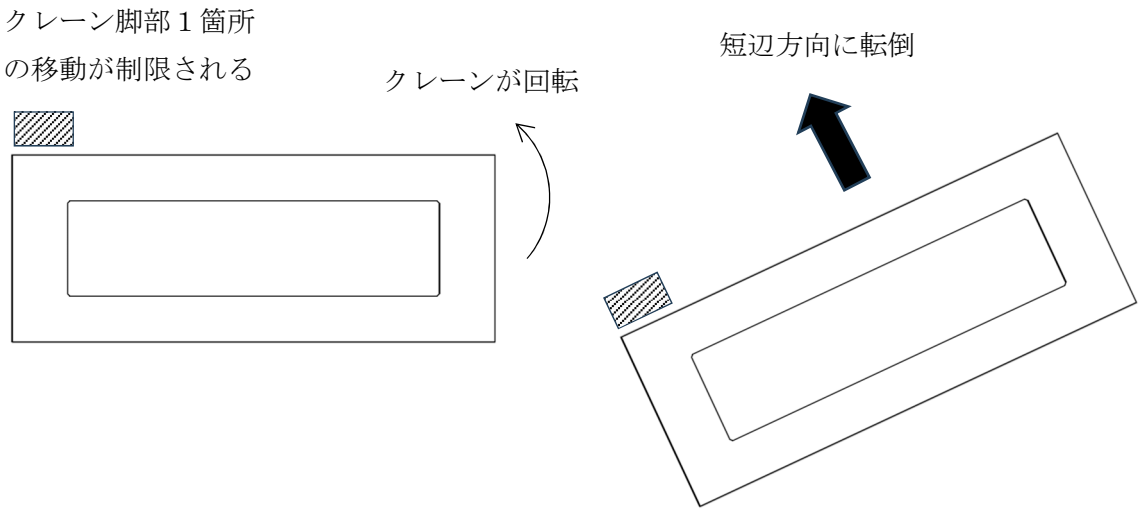


図４．１－３２　クレーン脚部１箇所の移動が制限された場合のクレーンの挙動

①-4　クレーン回転転倒の可能性

以上を踏まえると，クレーン，クレーン周辺のコンクリート基礎及び地盤が健全な場合はクレーンの転倒は考えにくいが，コンクリート基礎及び地盤が損傷する場合は，クレーンが転倒する可能性は否定できないことから，クレーン転倒評価の設定条件の検討及びクレーン転倒による兼用キャスクへの衝突評価を行う。

なお，クレーン転倒に必要なエネルギーを考慮すると，より小さいエネルギーで転倒する姿勢として，①-3 項の検討結果を踏まえ東西方向に２箇所の脚部を中心に回転転倒するケースを代表ケースとして評価を行う。

②　支持機能喪失時のキャスク移動

Ａ．南北方向への移動

図４．１－３３の通り，南北の移動方向に崩壊したコンクリート支持架台の残骸等が残存すると想定されるが，コンクリート支持架台等の損傷及び残存状況を定量的に評価することは困難である。一方，「(2) 1) 兼用キャスク同士の衝突性評価」（以下，「衝突性評価」という。）及びコンクリート支持架台の残骸等によりキャスクの移動が阻害されると想定されることを踏まえると，地震によるキャスクの南北方向の移動は限定的と想定される。

Ｂ．東西方向への移動

図４．１－３３の通り，東西の移動方向に崩壊したコンクリート支持架台の残骸等は存在しないと想定されることから，衝突性評価に近い状況で移動すると考えられる。

衝突性評価の「B．評価方法」における評価に基づき，告示地震力における水平速度2.0m/s を初速とし，摩擦係数を 0.25 とすると，キャスク 1 基の移動距離は 0.82m となり，地震によるキャスク 2 基の相対移動距離は，1.64m 程度と想定される。

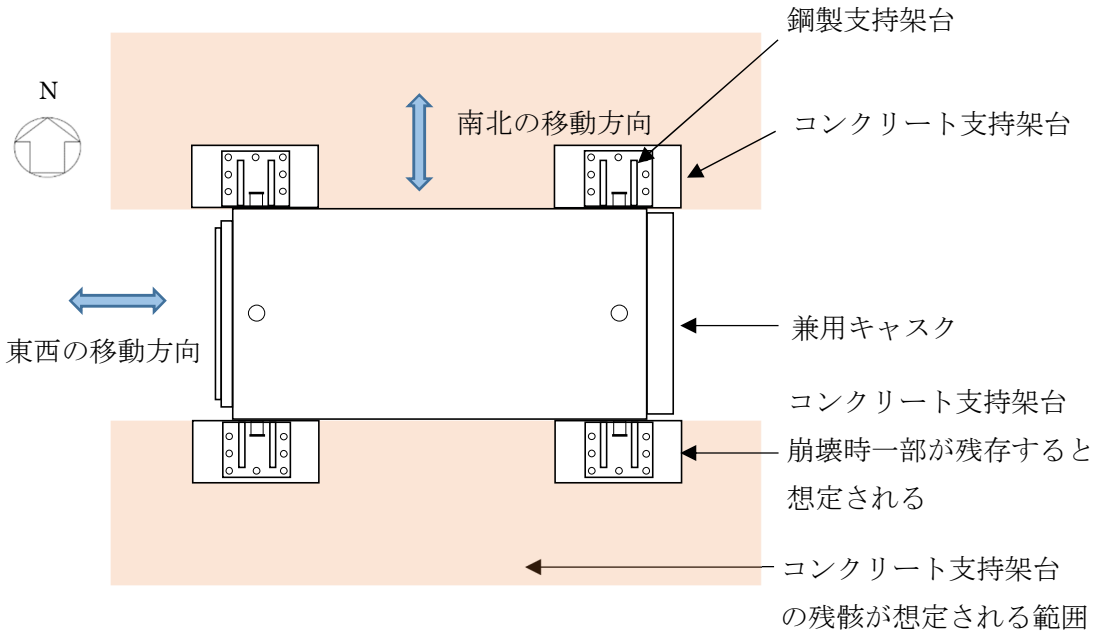


図４．１－３３　キャスク移動時のコンクリート支持架台残骸範囲想定図

③　クレーンの移動について

告示地震力によるクレーンへの影響は以下の通り。地震により，図４．１－３４の通り，クレーン走行車輪は，走行レールからレールピットに脱線すると想定される。

南北方向は，レールピットにより移動が制限されることから，概ね南北方向のクレーン位置は変わらないと考える。

東西方向は，すべりによるクレーンの移動が想定されることから，キャスクへの衝突位置が変わる可能性がある。

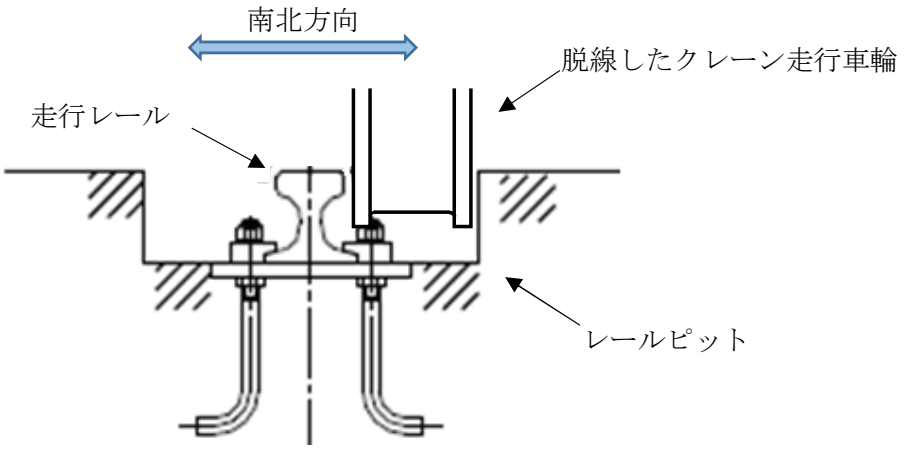


図４．１－３４　レールピットに脱線した車輪概略図

④　クレーン転倒評価における設定条件について

④-1　告示地震力による影響検討結果まとめ

②項及び③項における告示地震力による影響検討結果まとめは，表４．１－３２の通りである。

表４．１－３２　告示地震力によるキャスク及びクレーンの移動に関する検討結果

方向	キャスクの移動	クレーンの移動
南北	コンクリート支持架台等の損傷及び残存状況を定量的に評価することは困難であるが，コンクリート支持架台の残骸等によりキャスクの移動が阻害されることから，地震によるキャスクの移動は限定的と想定される。	脱線したクレーン走行車輪は，レールピットにより移動が制限されることから，クレーン位置は変わらないと想定される。
東西	キャスクの移動を阻害するコンクリート支持架台の残骸等は存在せず，地震によりキャスクは移動すると想定される。地震によるキャスク２基の相対移動距離は 1.64m 程度と想定される。	すべりによるクレーンの移動が想定される。

④-2　南北方向の設定条件

告示地震力によるクレーン転倒時，クレーン及び兼用キャスクの南北方向の移動は限定的と想定される。クレーン及び兼用キャスクが南北方向に移動しないとした場合，クレーンと兼用キャスクの位置関係から，クレーンが転倒し兼用キャスクに衝突時，図４．１－３５～図４．１－３７の通り，南側キャスクの中心位置とクレーンのダイヤフラムは [redacted]mm 離れている。一方，兼用キャスク胴下部外筒半径は [redacted]mm，兼用キャスク胴フランジ部半径は [redacted]mm であることから，クレーンが転倒し，兼用キャスクに衝突時，ダイヤフラムが変形する可能性がある。クレーン転倒評価においては，[redacted]評価する。なお，北側兼用キャスクの中心位置とクレーンのダイヤフラムは [redacted]mm 離れており，兼用キャスク衝突時，ダイヤフラムの変形による影響は小さいと考え，ダイヤフラムの変形は考慮しない。



図４．１－３５　クレーンとキャスク２基の位置関係
［兼用キャスク胴下部外筒表面衝突時］



図４．１－３６　クレーンとキャスク２基の位置関係
［兼用キャスク胴フランジ部衝突時］

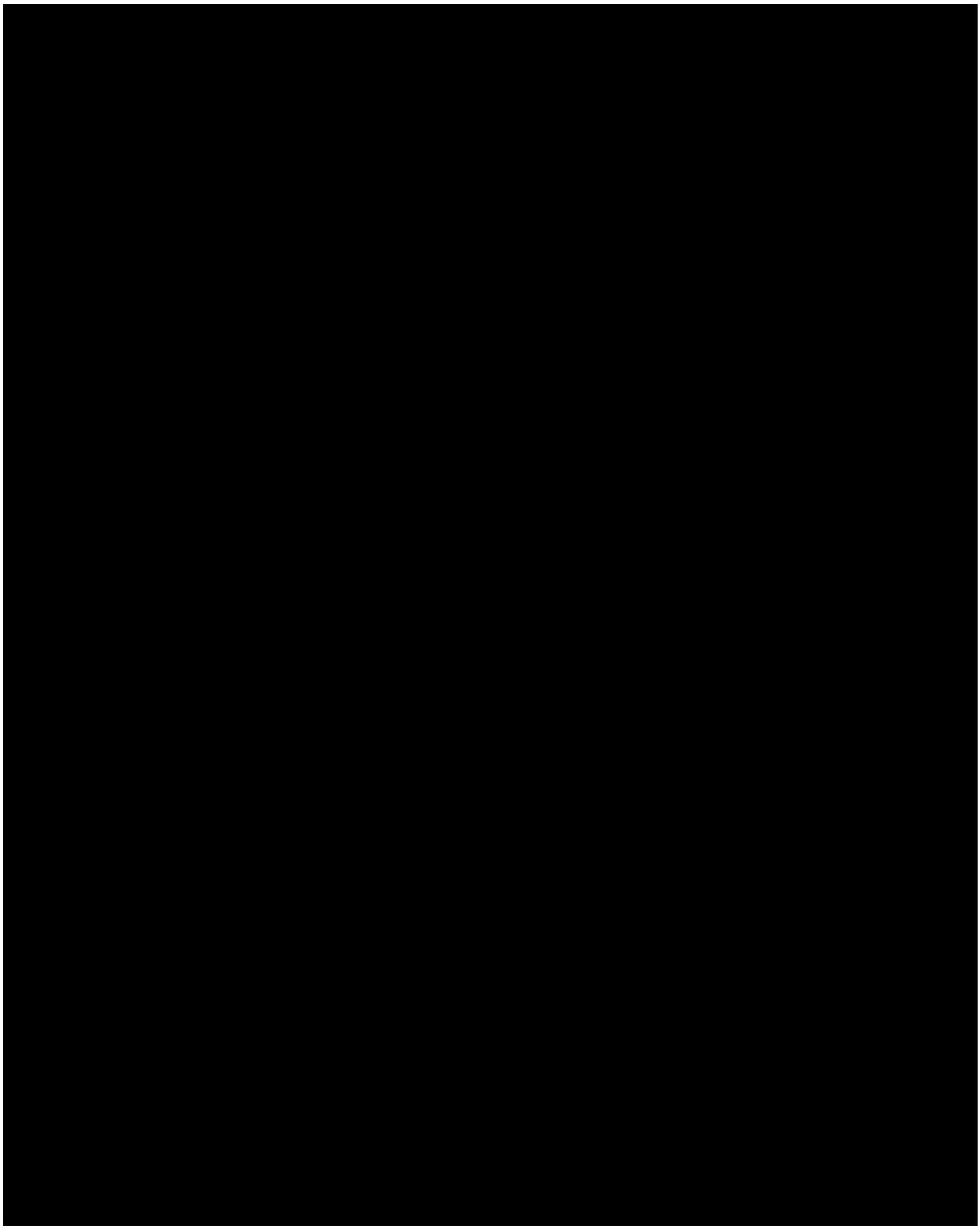


図４．１－３７　クレーンとキャスク２基の衝突時の位置関係



図４．１－３８　クレーン転倒評価モデル（南側キャスク衝突時）

④-3　東西方向の設定条件

東西方向は移動が想定され，兼用キャスクへの衝突位置を想定出来ないことから，キャスクの胴下部外筒表面，及び，胴フランジ部への衝突評価を行う。

④-4　クレーン転倒評価における兼用キャスク衝突箇所及び衝突基数

クレーンは兼用キャスクの搬出入やコンクリートモジュールの組み立てに使用し，使用期間は全体の供用期間に対して十分に小さいため，地震発生時，クレーンは待機位置で待機中と想定される。

兼用キャスクは，図４．１－３９の通り，西側にキャスク下部，東側にキャスク上部の向きで貯蔵している。待機位置でクレーンが西から東に転倒した場合，兼用キャスク胴下部外筒表面への衝突が想定されるため，クレーン転倒時の評価として，兼用キャスク 2 基胴下部外筒表面に衝突時の評価を行う。

また，兼用キャスクの密封機能に影響する密封境界部（一次蓋，一次蓋フランジ及び一次蓋締付ボルト）に作用する荷重が大きくなるように一次蓋側面近傍の胴フランジ部にクレーンが転倒する場合を想定する。クレーンの位置を待機位置からずらし，胴フランジ部にクレーンが衝突するようクレーンを東から西に転倒させ，兼用キャスク 2 基胴フランジ部に衝突した場合の評価を行う。

さらに，密封境界への影響が大きいと想定される兼用キャスク胴フランジ部への衝突を代表として，保守的に兼用キャスク１基胴フランジ部に衝突した場合の評価を行う。

クレーンの待機位置とキャスクとの位置関係を図４．１－４０，図４．１－４１に示す。

表４．１－３３　クレーン転倒評価における兼用キャスク衝突箇所及び衝突基数一覧

	クレーン転倒位置	
	待機位置	待機位置以外
クレーン転倒方向	西から東	東から西
兼用キャスク衝突箇所	胴下部外筒表面	胴フランジ部
兼用キャスク衝突基数	2 基	1 基，2 基

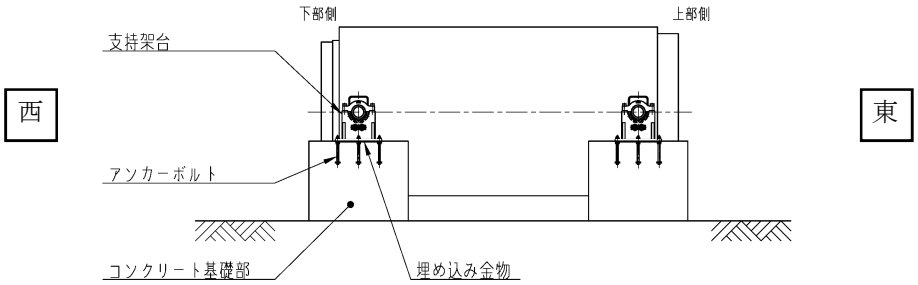


図４．１－３９　兼用キャスク保管向き

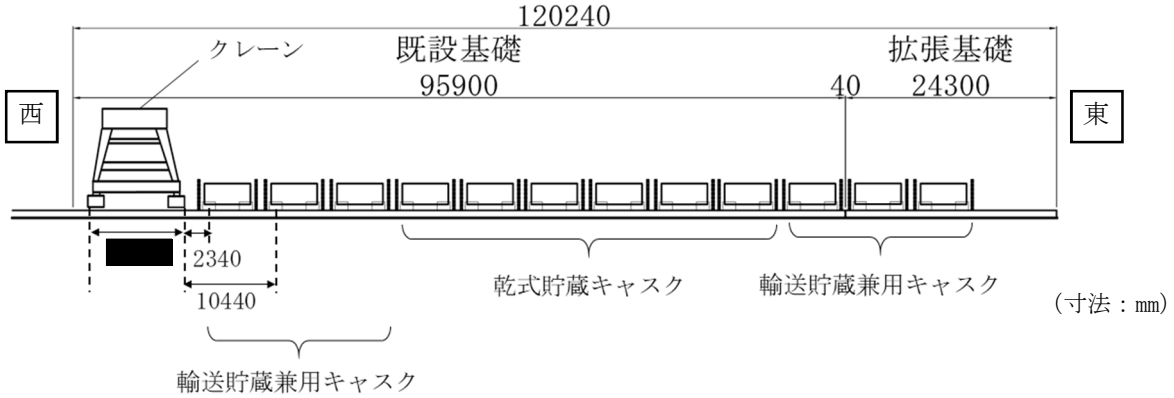
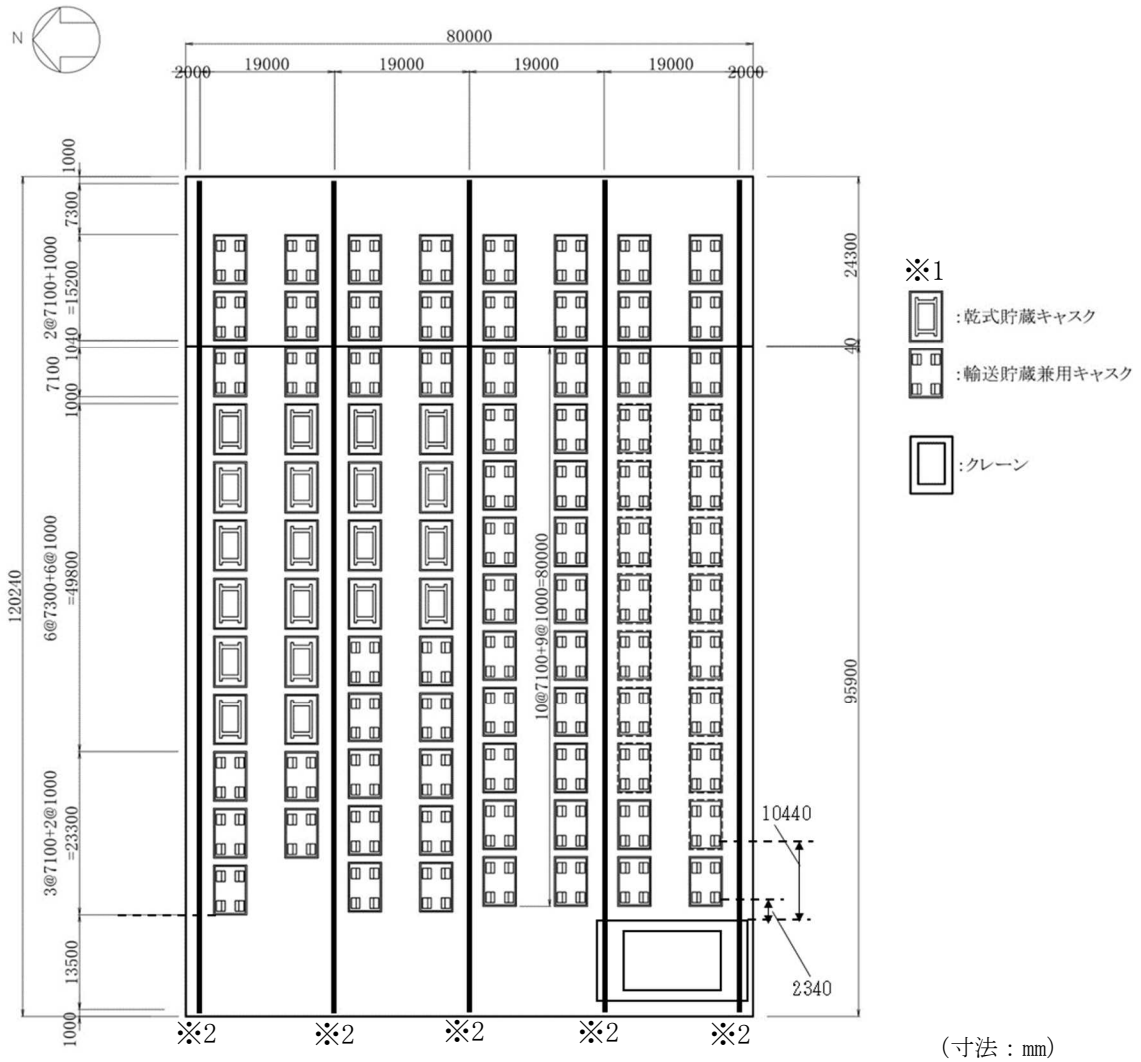


図４．１－４０　クレーン待機位置（側面図）



※1　キャスクは全て西側にキャスク下部，東側にキャスク上部の向きで貯蔵されている。

※2　クレーン用のレールが敷設されており，クレーン転倒時の南北方向の位置はレールにより固定される。

図４．１－４１　クレーン待機位置（平面図）

④-5　クレーンの転倒評価におけるクレーン質量

本評価におけるクレーン各部位の質量を表４．１－３４に示す。保守的にトロリフレームを含むクレーン全質量 209.7t が作用するものとして評価を行う。

表４．１－３４　クレーン各部位の質量

名称	材質	質量（ton）
桁（東側）	[redacted]	
桁（西側）		
桁つなぎ（北側）		
桁つなぎ（南側）		
トラックフレーム（北側）		
トラックフレーム（南側）		
走行装置（東側①）		
走行装置（東側②）		
走行装置（西側①）		
走行装置（西側②）		
脚（北側）		
脚（南側）		
上部脚つなぎ（北側）		
上部脚つなぎ（南側）		
中間部脚つなぎ（北側）		
中間部脚つなぎ（南側）		
トロリフレーム		
合計		209.7

⑤　クレーン転倒による兼用キャスクへの衝突評価

クレーン転倒による兼用キャスク 2 基胴下部外筒表面への衝突，兼用キャスク 2 基胴フランジ部への衝突及び兼用キャスク 1 基胴フランジ部への衝突において，兼用キャスクの密封機能が維持されることを確認する。クレーン転倒による兼用キャスクへの衝突評価フローを図４．１－４２に示す。

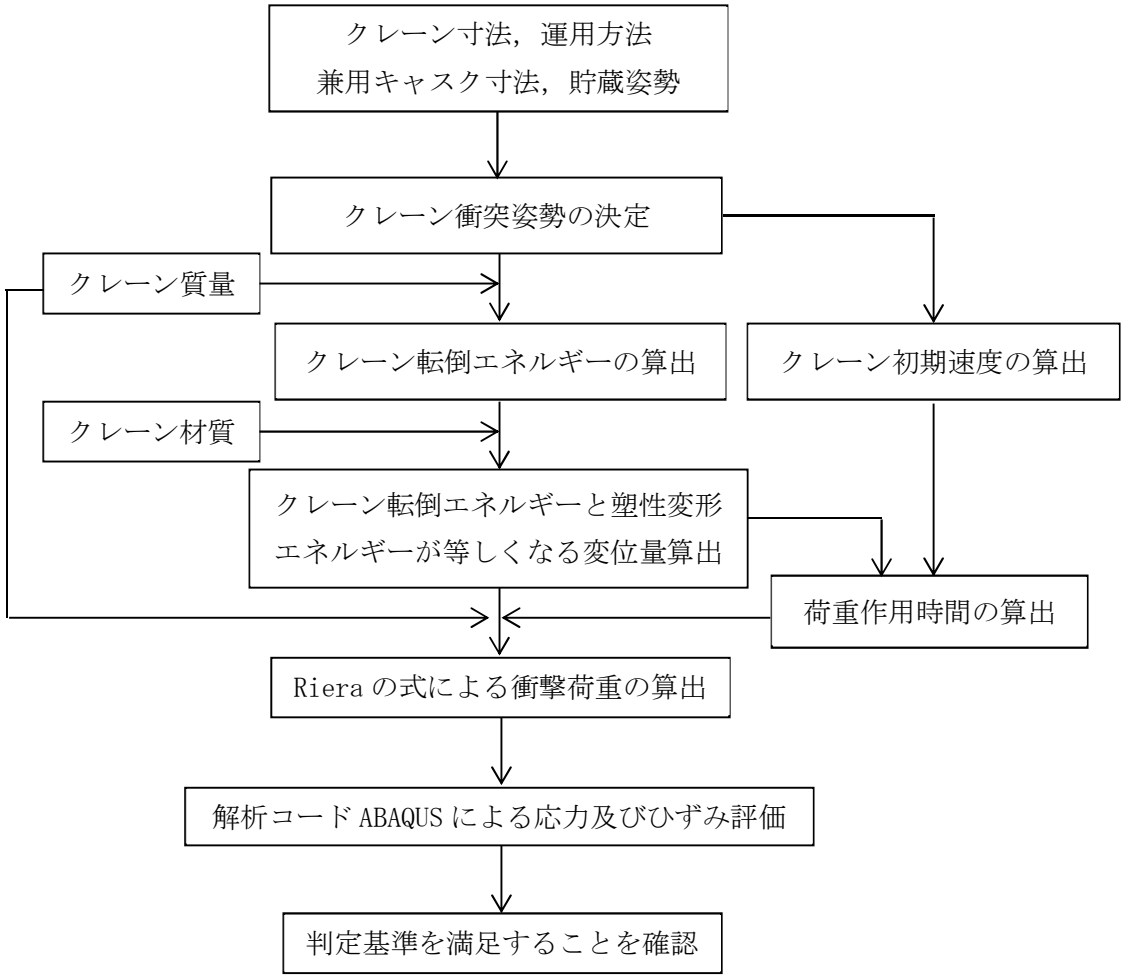


図４．１－４２　クレーン転倒による兼用キャスクへの衝突評価フロー図

⑤-1　兼用キャスク 2 基胴下部外筒表面への衝突

A．評価方針

待機位置におけるクレーン転倒時の兼用キャスクへの影響を評価する。

クレーンが壊れて倒れるよりも，形状を維持したまま倒れるケースのほうが衝突荷重が大きいため，形状を維持した状態のクレーンがコンクリート床板に置かれた兼用キャスクの胴下部外筒表面へ回転転倒するものとする。なお，コンクリートモジュールの影響を考慮しない場合のほうが保守的であるため，コンクリートモジュールを無視してクレーンが直接兼用キャスクに転倒する場合の衝突評価を行う。

クレーンの転倒及び変形イメージを図４．１－４３に示す。

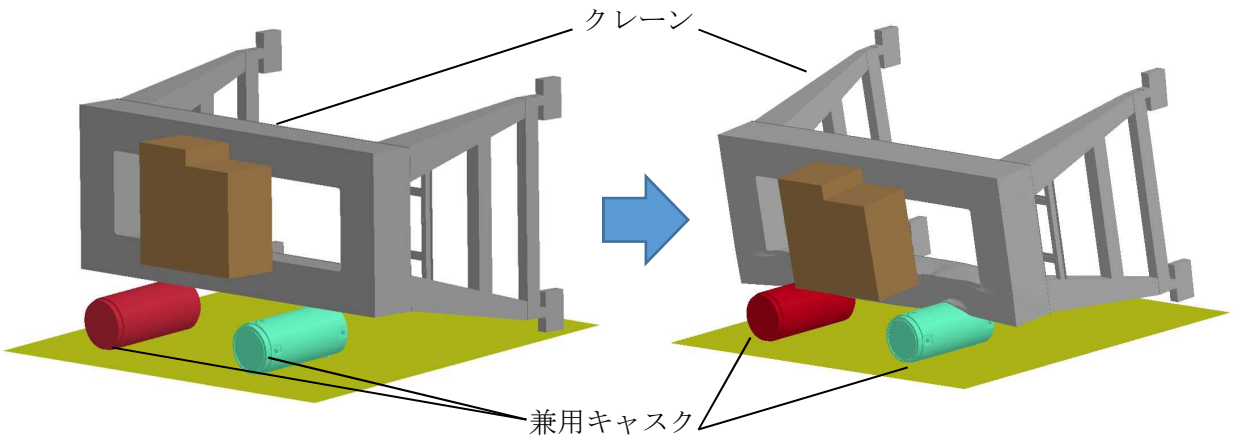


図４．１－４３　クレーンの転倒と衝突による変形

B．評価方法

ｉ．衝突荷重の算出

クレーンの待機位置からの転倒により兼用キャスク胴下部外筒とクレーンの桁（立板，補強板，補強リブ）が衝突する。兼用キャスクは剛でありクレーンの桁が塑性変形すると考えられるため，クレーンの塑性変形に要するエネルギーに基づき衝突荷重を算出する。

クレーンの落下エネルギーと塑性変形に要するエネルギーが等しくなるよう変形量を算出する。変形量を算出する上では，衝突荷重を保守的に算出するため，クレーンの落下エネルギーは実際には兼用キャスクの塑性変形や落下物の衝突後の運動エネルギーにも変換されるが，すべてクレーンの塑性変形で吸収されるものとする。

クレーンが転倒してキャスク 2 基に衝突する際の位置関係を図４．１－４４に，クレーンが転倒した場合の衝突箇所を図４．１－４５に示す。



図４．１－４４　クレーンとキャスク２基の位置関係

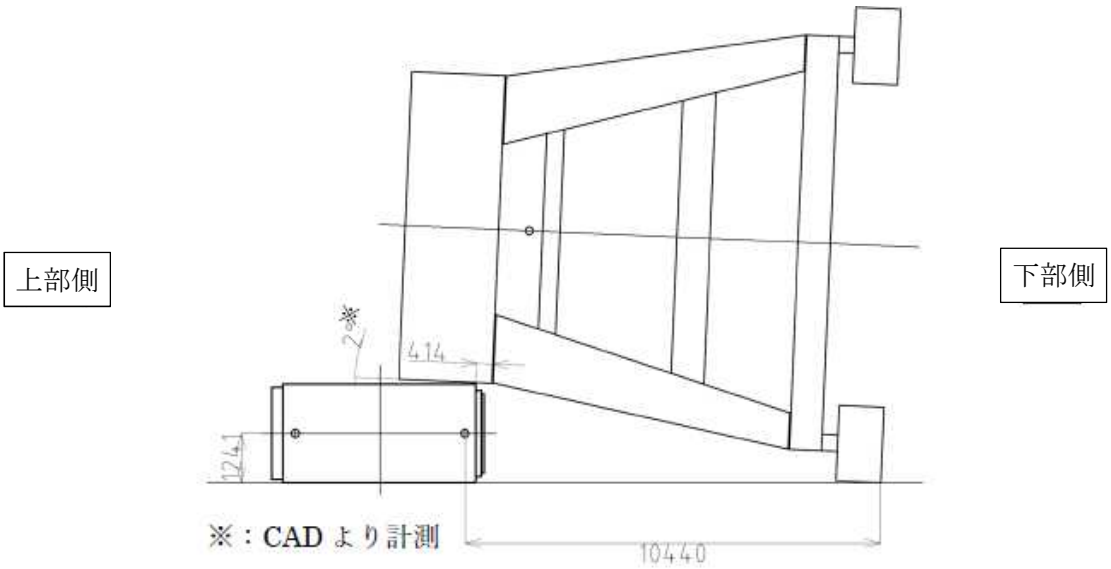


図４．１－４５　クレーン転倒時の衝突箇所（胴下部外筒表面衝突時※）

※クレーンが待機位置にある状態で西側から東側に転倒する場合，キャスクの胴下部に衝突する。

衝突姿勢時における図４．１－４４の断面Ａ－Ａ，断面Ｂ－Ｂの桁断面図を図４．１－４６に，クレーン部材の機械強度を表４．１－３５に示す。

表４．１－３５　クレーン部材の機械強度

部位	材質	縦弾性係数[MPa]	降伏応力[MPa]	引張強さ[MPa]
桁	SM490A	203000	[redacted]	
補強板，補強リブ	SS400	203000		



図４．１－４６　桁断面図

水平姿勢のキャスクとクレーンの位置関係によって損傷する部位を想定する。図４．１－４４における南側キャスクと北側キャスクで損傷部位が異なり，南側キャスクの中心位置はクレーンのダイヤフラム※と [redacted]mm 離れている。キャスクの外筒外径は [redacted]mm のため，ダイヤフラムが変形する。[redacted]図４．１－４７，図４．１－４８に北側から見たキャスク衝突部の桁断面を，図４．１－４９～図４．１－５１に東側から見たキャスク衝突部の変形形状を示し，いずれもキャスク衝突部の変形領域を示す。クレーンの桁（立板），補強板，補強リブに圧縮による塑性変形が生じるとして評価する。北側キャスクの中心位置は，クレーンのダイヤフラムと [redacted]mm 離れている。キャスクの外筒外径は [redacted]mm のため，北側キャスクの衝突ではダイヤフラムの変形の影響は小さい。よって，北側キャスクの衝突ではクレーンの桁（立板）の圧縮による塑性変形が生じるとして評価する。

※クレーン桁を構成する部分であり，補強リブ及び補強板によって構成された四角状の部材。



図４．１－４７　南側キャスク衝突部桁（ダイヤフラム）断面



図４．１－４８　北側キャスク衝突部桁断面



図４．１－４９　東側から見た南側キャスク衝突部位の変形形状



図４．１－５０　東側から見た南側キャスク衝突部補強板ａの変形形状



図４．１－５１　東側から見た北側キャスク衝突部立板の変形形状

桁に対してキャスクの胴は肉厚で剛であるので，衝突によって桁が塑性変形する。落下姿勢を維持したまま変形が進むと考え，南側キャスク衝突部では桁の東側の立板（板厚 ■mm），補強板ａ（板厚 ■ m），補強リブａ（板厚 ■mm），及び補強リブｂ（板厚 ■ m）に圧縮変形が生じる。北側キャスク衝突部では桁の東側の立板（板厚 ■ m）に圧縮変形が生じる。キャスクと桁の位置関係から，図４．１－５１に示すように立板及び補強板ａはキャスクの外径（胴体部半径 ■■ mm）に沿った円弧状，補強リブａは台形形状に変形する。また，衝突位置の関係上，補強リブｂの全長に圧縮変形は生じないが，衝突荷重を保守的に評価するため，長方形形状に変形するとして評価する。

立板の鉛直方向変位（板厚中心）を変形量ｈとすると，南側キャスク衝突部の立板の塑性変形面積 S_1，補強板ａの塑性変形面積 S_2，補強リブａの塑性変形面積Ａ，補強リブｂの塑性変形面積Ｂ，北側キャスク衝突部の立板部変形領域の面積 S_3 は，それぞれ以下の式で求めることができる。

南側キャスク立板部塑性変形面積 S_1

$S_1 =$ ■

南側キャスク補強板ａ部塑性変形面積 S_2

$S_2 =$ ■

南側キャスク補強リブ a 部塑性変形面積 A

$A =$ [redacted]

南側キャスク補強リブ b 部塑性変形面積 B

$B =$ [redacted]

北側キャスク立板部塑性変形面積 S_3

$S_3 =$ [redacted]

ここで，

[redacted]

h_1，h_2，h_3 は変形量 h を用いて以下の式で求める。

$h_1 =$ [redacted]

$h_2 =$

$h_3 =$

よって，南側キャスク衝突部の立板部変形領域の体積 V_1 は以下となる。

$V_1 =$ [redacted]

ここで，

[redacted]

補強板，補強リブ部変形領域の体積 V_2 は以下となる。

$V_2 =$ [redacted]

ここで，

[redacted]

北側キャスク衝突部の立板部変形領域の体積 V_3 は以下となる。

$V_3 =$ [redacted]

塑性変形によるエネルギーは圧縮変形体積と単位体積当たりの圧壊エネルギー（流動応力）から求めることが出来る。ここで，立板部の単位体積当たりの吸収エネルギーを σ_{fs}，補強板・補強リブ部の単位体積当たりの吸収エネルギーを σ_{fk} とすると，変形により吸収されるエネルギー E_p は以下となる。

$E_p =$ [redacted]

ここで，

$\sigma_{fs}^{※} =$ [redacted]

$\sigma_{fk}^{※} =$ [redacted]

[redacted]

※　鋼材の応力－ひずみ曲線では，弾性範囲（降伏応力）を超えて塑性変形が進むにつれて発生応力が引張応力まで増加する。このため，大変形を伴うクレーン衝突事象において，単位体積当たりの吸収エネルギーを引張強さと降伏応力の平均である流動応力として求める。

落下エネルギーを全てクレーンの塑性変形で吸収する場合，下式が成り立つ。この時の落下エネルギーは変形量 h 分を含める。

$E_p = \mathrm{E}$

ここで，

E：落下エネルギー（J）

$\mathrm{E} = \mathrm{mc} \cdot \mathrm{g} \cdot (\mathrm{H} + \mathrm{h})$

mc：クレーンの質量　（＝209700kg）

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

H：落下高さ（＝4.6m）

以上より，Ep＝E を満たす変形量 h は 0.401m となり，Ep＝E＝1.028×10^{7}J となる。

次に荷重作用時間を求める。荷重作用時間が短いほうが衝突荷重は保守的であるため，衝突時の減速を考慮せず，荷重作用時間 te は，変形量 h を初期速度 V_0 で除して算出する。

te＝h／V_0＝0.042sec

ここで，

h：変形量（＝0.401m）

V_0：初期速度

$$V_0 = \sqrt{2 \cdot g \cdot H} \fallingdotseq 9.5m/s$$

兼用キャスクとクレーンが衝突した際に発生する衝突荷重を，クレーンに対して兼用キャスクが十分に剛であると見なして評価する。衝突荷重は，「2) 兼用キャスクとコンクリートモジュールとの衝突評価」と同様に Riera の式を用いて評価する。Riera の式は第 1 項を無視できるとすると次式で求められる。

$$F(t) = \mu[x(t)]v^2(t)$$

ここで，

F(t)：衝突荷重（N）

μ(x)：先端から距離 x における単位長さ当たりの質量（kg/m）

v(t)：時刻 t における衝突速度（m/s）

兼用キャスクの衝突により塑性変形するクレーンの立板，補強板，補強リブは変形方向に一様な断面ではないことから，変形に従い発生荷重の変動が生じる。衝突荷重の時刻歴を矩形波と近似すると荷重を過少に評価する想定となるため，クレーン転倒評価では，衝突荷重の時刻歴は三角波で近似する。

変動する衝突荷重は，衝突開始時に最大，衝突終了時に 0 となるため，初期荷重を F_0，荷重作用時間を te とすると，$F(t)=F_0\times(1-t/te)$ となる。

質量分布 μ[x(t)]も同様の変動をすると考えると，$2m/L\times(1-t/te)$ となる。

また，衝突速度を一定値 V_0 とし，Riera の式の両辺を積分する。

（Riera の式の左辺）$=\int_0^{te} F_0\left(1-\frac{t}{te}\right)dt = F_0 \cdot \frac{te}{2}$

（Riera の式の右辺）$=\int_0^{te} \frac{2m}{L}\left(1-\frac{t}{te}\right){V_0}^2\,dt = \frac{2m}{L}\cdot\frac{te}{2}\cdot{V_0}^2$

また，クレーンは兼用キャスク 2 基に衝突するため，兼用キャスク 1 基あたりのクレーン質量は mc/2 であること及び $V_0=L/te$ を考慮すると，右辺は次式となる。

（Riera の式の右辺）$=\frac{mc}{2}\cdot V_0$

以上から，次式により衝突荷重F_0を算出する。
衝突荷重評価結果を表４．１－３６に示す。

$$\frac{mc}{2}\cdot V_0 = F_0\cdot\frac{te}{2}$$

$$F_0 = \frac{mc\cdot V_0}{te} = 47.173MN \fallingdotseq 48MN$$

ここで，
mc：クレーンの質量　（＝209700kg）
V_0：初期速度（＝9.5m/s）
te：荷重作用時間（＝0.042sec）

表４．１－３６　クレーン衝突荷重

クレーンの質量 mc（kg）	落下高さ H（m）	初期速度 V_0（m/s）	単位体積当たりの塑性エネルギー σ（J/m^3）※	変形量 h（m）	落下エネルギー E（J）	荷重作用時間 te（sec）	落下時の運動量（N･s）	最大荷重 F_0（MN）
209700	4.6	9.5	5.14×10^8 4.02×10^8	0.401	1.03×10^7	0.042	1.99×10^6	48

※：上段はクレーンの立板，下段はクレーンの補強板又は補強リブの塑性エネルギーを表す

ⅱ．応力評価

「1）①　水平落下」と同様に，構造解析コードABAQUSを用いて図４．１－９に示す解析モデルを使用する。

衝突部（キャスク胴）に衝突荷重を作用させ，密封シール部の塑性ひずみ及び締付けボルトの応力評価を行う。

なお、バスケットは「1）①　水平落下」と同様に，特別の試験条件において兼用キャスクに作用する設計荷重(9m水平落下時)より小さいことから応力評価を省略する。

Ｃ．判定基準

「1）①　水平落下」と同様に，密封機能評価の判定基準である表４．１－１４を判定基準とする。

Ｄ．評価結果

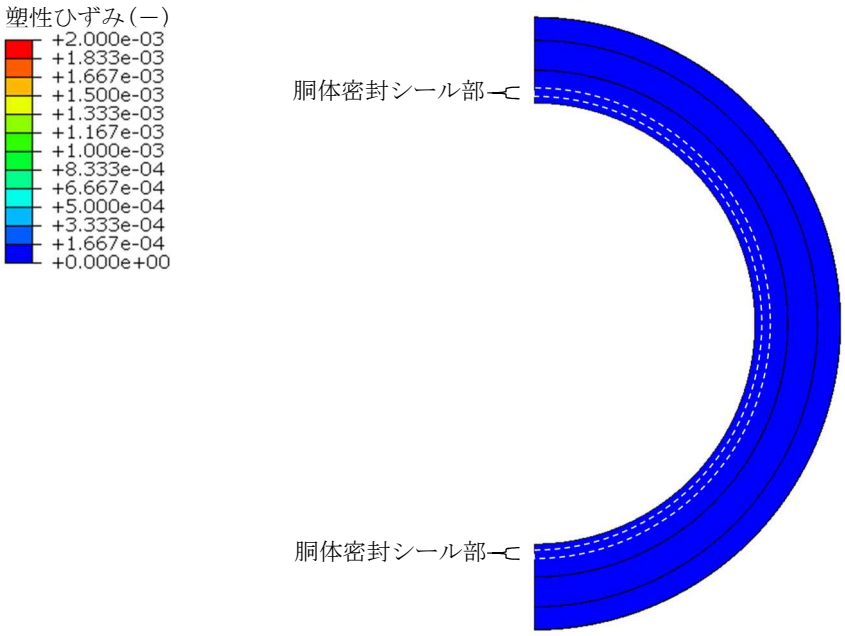
胴体密封シール部及び一次蓋密封シール部に生じるひずみは表４．１－３７及び図４．１－５２に示す通り，塑性ひずみは発生せず判定基準を満足する。また，一次蓋

締付けボルトに生じる応力は表４．１－３８の通りで判定基準を満足する。

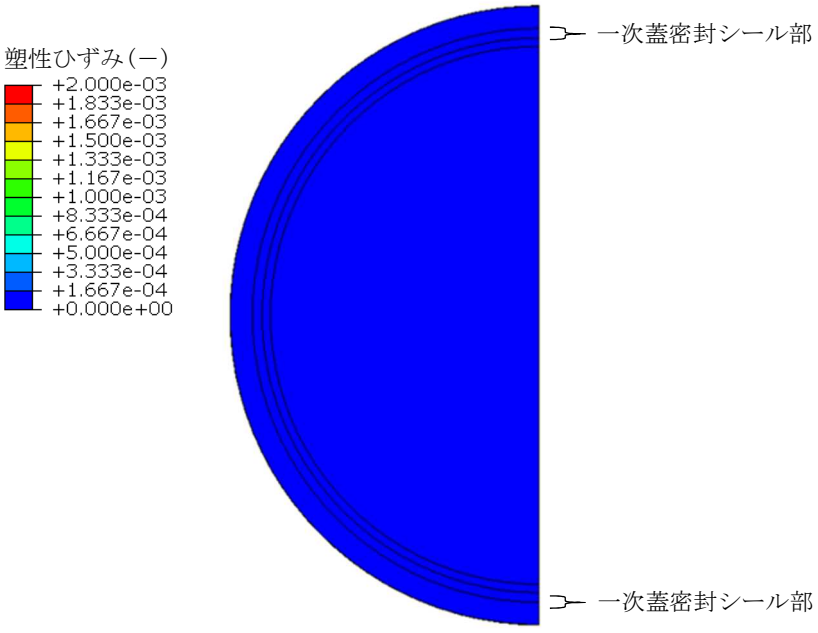
参考として，二次蓋の評価結果を表４．１－３９，表４．１－４０及び図４．１－５３に示す。

表４．１－３７　密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
胴体密封シール部	0%	0.2%
一次蓋密封シール部	0%	0.2%



(a) 胴体（密封シール部）



(b) 一次蓋（密封シール部）

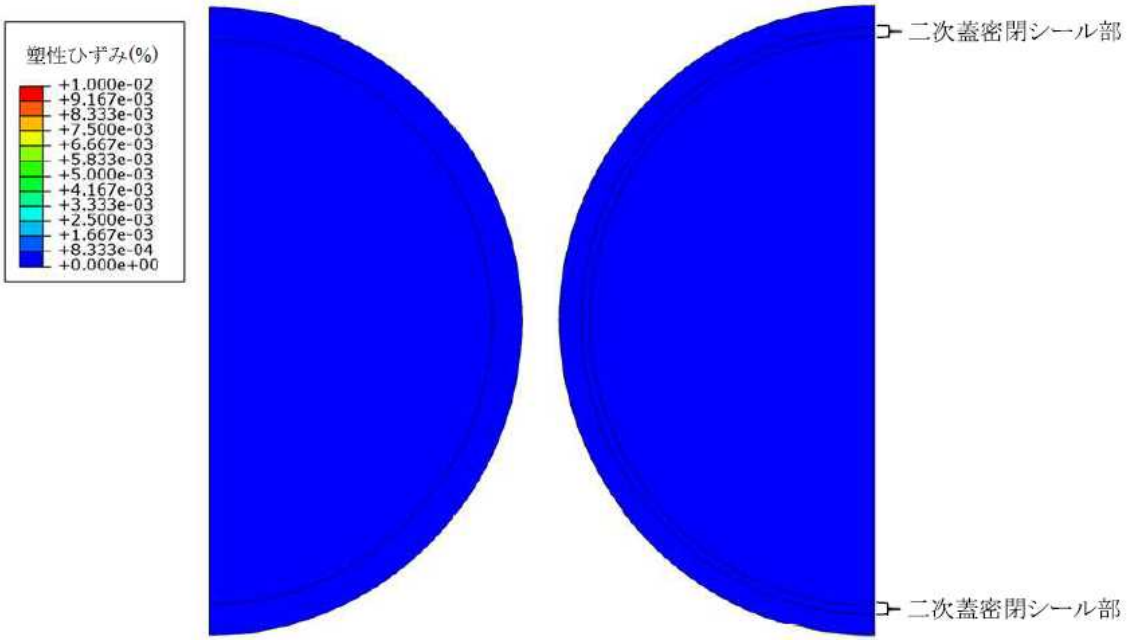
図４．１－５２　一次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

表４．１－３８　一次蓋締付けボルト応力評価結果

評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
一次蓋締付けボルト	255MPa	286MPa	831MPa

表４．１－３９　密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
二次蓋密封シール部	0%	0.2%



(a) 外面側　　(b) 胴体内側

図４．１－５３　二次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

表４．１－４０　二次蓋締付けボルト応力評価結果

評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
二次蓋締付けボルト	261MPa	317MPa	848MPa

⑤-2　兼用キャスク 2 基胴フランジ部への衝突

Ａ．評価方針

待機位置以外からのクレーン転倒による兼用キャスクへの衝突を想定する。兼用キャスクの密封機能に影響する密封境界部（一次蓋、一次蓋フランジ及び一次蓋締付ボルト）に作用する荷重が大きくなるように一次蓋側面近傍の胴フランジ部にクレーンが転倒する場合を評価する。

その他評価方針は「⑤-1　兼用キャスク 2 基胴下部外筒表面への衝突」と同様とする。

Ｂ．評価方法

ｉ．衝突荷重の算出

クレーンの転倒により兼用キャスク胴フランジ部とクレーンの桁(立板,補強リブ)が衝突する。兼用キャスクは剛でありクレーンの桁が塑性変形すると考えられるため,クレーンの塑性変形に要するエネルギーに基づき衝突荷重を算出する。

クレーンの落下エネルギーと塑性変形に要するエネルギーが等しくなるよう変形量を算出する。変形量を算出する上では，衝突荷重を保守的に算出するため，クレーンの落下エネルギーは実際には兼用キャスクの塑性変形や落下物の衝突後の運動エネルギーにも変換されるが，すべてクレーンの塑性変形で吸収されるものとする。

クレーンが転倒してキャスク 2 基に衝突する際の位置関係を図４．１－５４に，クレーンが転倒した場合の衝突箇所を図４．１－５５（１），（２）に示す。

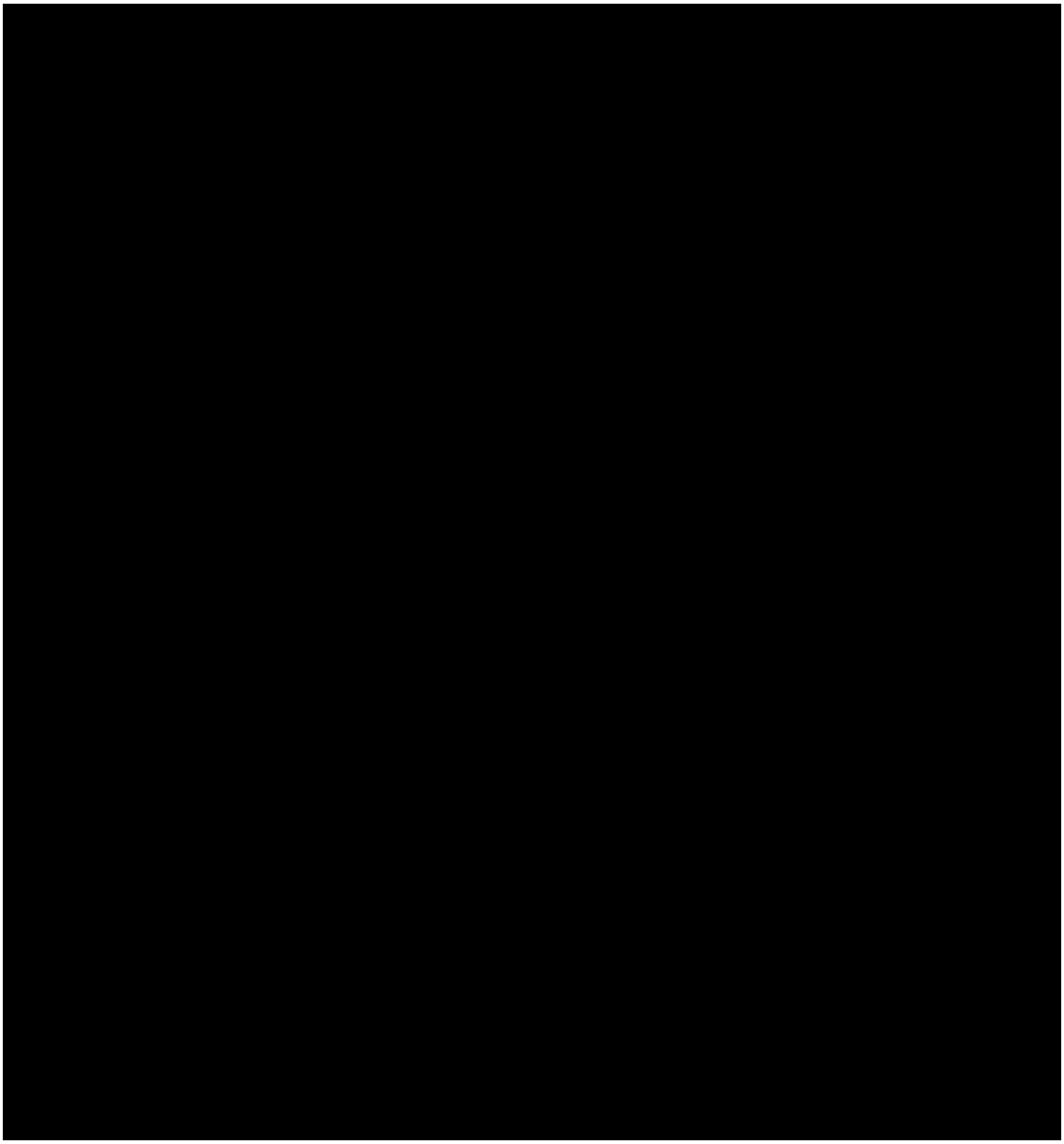


図４．１－５４　クレーンとキャスク２基の位置関係

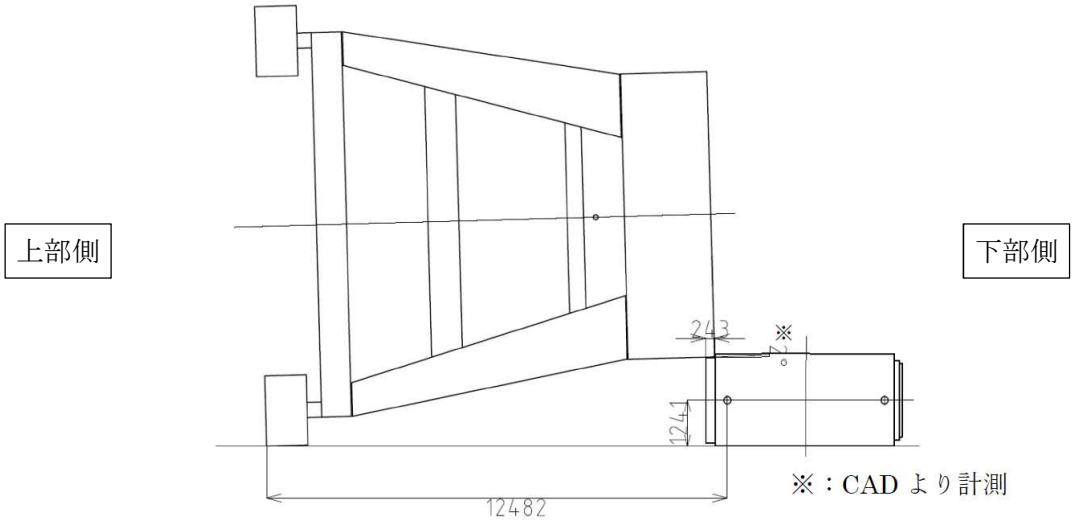


図４．１－５５（１）　クレーン転倒時の衝突箇所（胴フランジ部衝突時※）

※クレーンが待機位置からずれた位置にある状態で東側から西側に転倒する場合，キャスクの胴フランジ部に衝突する可能性がある。

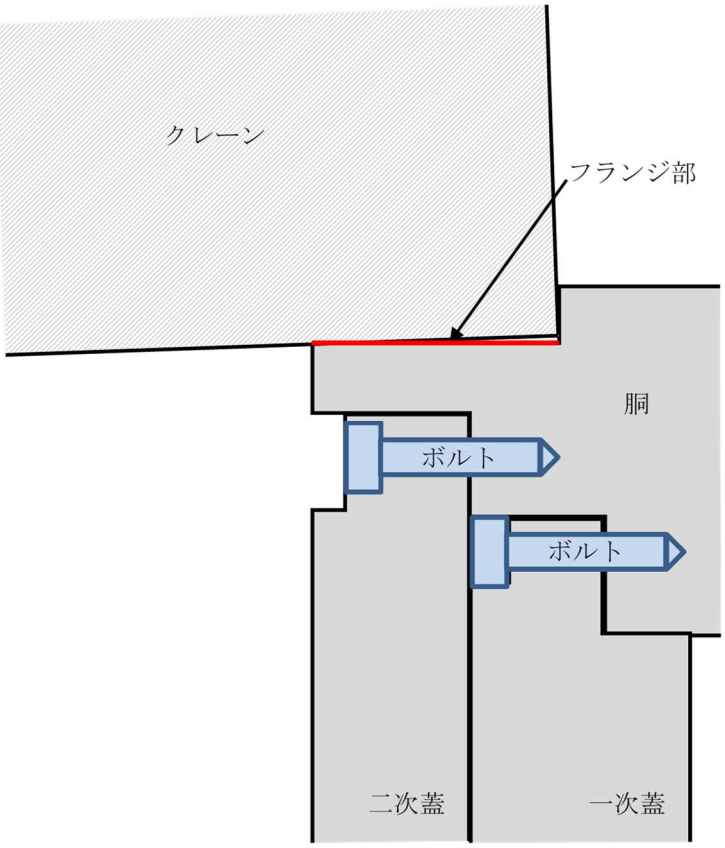


図４．１－５５（２）　クレーン転倒時の衝突箇所拡大図

衝突姿勢時における図４．１－５４の断面Ａ－Ａ，断面Ｂ－Ｂの桁断面図を図４．１－５６に，クレーン部材の機械強度を表４．１－４１に示す。

表４．１－４１　クレーン部材の機械強度

部位	材質	縦弾性係数[MPa]	降伏応力[MPa]	引張強さ[MPa]
桁	SM490A	203000	[redacted]	
補強リブ	SS400	203000		

[redacted]

図４．１－５６　桁断面図

水平姿勢のキャスクとクレーンの位置関係によって損傷する部位を想定する。図４．１－５４における南側キャスクと北側キャスクで損傷部位が異なり，南側キャスクの中心位置はクレーンのダイヤフラムと [redacted]mm 離れている。キャスクフランジ部外径は [redacted] m のため，ダイヤフラムが変形する。[redacted]図４．１－５７，図４．１－５８に北側から見たキャスク衝突部の桁断面を，図４．１－５９に東側から見たキャスク衝突部の変形形状を示し，いずれもキャスク衝突部の変形領域を示す。クレーンの桁（立板），補強リブに圧縮による塑性変形が生じるとして評価する。北側キャスクの中心位置は，クレーンのダイヤフラムと [redacted] m 離れている。キャスクフランジ部外径は [redacted]mm のため，北側キャスクの衝突ではダイヤフラムの変形の影響は少ない。よって，北側キャスクの衝突ではクレーンの桁（立板）の圧縮による塑性変形が生じるとして評価する。

[redacted]

図４．１－５７　南側キャスク衝突部桁（ダイヤフラム）断面



図４．１－５８　北側キャスク衝突部桁断面



図４．１－５９　西側から見たキャスク衝突部位の変形形状

桁に対してキャスクの胴は肉厚で剛であるので，衝突によって桁が塑性変形する。落下姿勢を維持したまま変形が進むと考え，南側キャスク衝突部では桁の西側の立板（板厚 ■mm），補強リブ（板厚 ■ m）に圧縮変形が生じる。北側キャスク衝突部では桁の西側の立板（板厚 ■mm）に圧縮変形が生じる。キャスクと桁の位置関係から，図４．１－５９に示すように立板はキャスクの外径（胴体部半径 ■■ mm）に沿った円

弧状，補強リブは台形形状に変形する。

立板の鉛直方向変位（板厚中心）を変形量 h とすると，南側キャスク衝突部の立板の塑性変形面積 S_1，補強リブの塑性変形面積 A，北側キャスク衝突部の立板部の塑性変形面積 S_2 は，それぞれ以下の式で求めることができる。

南側キャスク立板部塑性変形面積 S_1

$S_1 =$ [redacted]

南側キャスク補強リブ a 部塑性変形面積 A

$A =$ [redacted]

北側キャスク立板部塑性変形面積 S_2

$S_2 =$ [redacted]

ここで，

[redacted]

h_1，h_2 は変形量 h を用いて以下の式で求める。

$h_1 =$ [redacted]

$h_2 =$ [redacted]

よって，南側キャスク衝突部の立板部変形領域の体積 V_1 は以下となる。

$V_1 =$ [redacted]

ここで，

[redacted]

補強リブ部変形領域の体積 V_2 は以下となる。

$V_2 =$ [redacted]

ここで，

[redacted]

北側キャスク衝突部の立板部変形領域の体積 V_3 は以下となる。

$V_3 =$ [redacted]

塑性変形によるエネルギーは圧縮変形体積と単位体積当たりの圧壊エネルギー（流動応力）から求めることが出来る。ここで，立板部の単位体積当たりの吸収エネルギーを σ_{fs}，補強リブ部の単位体積当たりの吸収エネルギーを σ_{fk} とすると，変形により吸収されるエネルギーE_pは以下となる。

$E_p =$ [redacted]

ここで，

$\sigma_{fs}^{※} =$ [redacted]

$\sigma_{fk}^{※} =$ [redacted]

[redacted]

※　鋼材の応力－ひずみ曲線では，弾性範囲（降伏応力）を超えて塑性変形が進むにつれて発生応力が引張応力まで増加する。このため，大変形を伴うクレーン衝突事象において，単位体積当たりの吸収エネルギーを引張強さと降伏応力の平均である流動応力として求める。

落下エネルギーを全てクレーンの塑性変形で吸収する場合，下式が成り立つ。この時の落下エネルギーは変形量 h 分を含める。

$E_p = \mathrm{E}$

ここで，

E：落下エネルギー（J）

$\mathrm{E} = \mathrm{mc} \cdot \mathrm{g} \cdot (\mathrm{H} + \mathrm{h})$

mc：クレーンの質量　（＝209700kg）

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

H：落下高さ（＝4.7m）

以上より，E_p＝E を満たす変形量 h は 0.474m となり，E_p＝E＝1.064×10^{7}J となる。

次に荷重作用時間を求める。荷重作用時間が短いほうが衝突荷重は保守的であるため，衝突時の減速を考慮せず，荷重作用時間 te は，変形量 h を初期速度 V_0 で除して算出する。

te＝h／V_0＝0.049sec

ここで，

h：変形量（＝0.474m）

V_0：初期速度

$$V_0 = \sqrt{2 \cdot g \cdot H} \fallingdotseq 9.6m/s$$

「⑤-1　兼用キャスク 2 基胴下部外筒表面への衝突」と同様，Riera の式を用いて衝突荷重を評価する。

ここで，兼用キャスクの衝突により塑性変形するクレーンの立板，補強板，補強リブは変形方向に一様な断面ではないことから，変形に従い発生荷重の変動が生じる。衝突荷重の時刻歴を矩形波と近似すると荷重を過少に評価する想定となるため，クレーン転倒評価では，衝突荷重の時刻歴は三角波で近似する。

また，クレーンは兼用キャスク 2 基に衝突するため，兼用キャスク 1 基あたりのクレーン質量は mc/2 であることを考慮し，次式により衝突荷重 F_0 を算出する。

衝突荷重評価結果を表４．１－４２に示す。

$$\frac{mc}{2} \cdot V_0 = \int_0^{te} F(t)dt = \int_0^{te} F_0\left(1 - \frac{t}{te}\right)dt = F_0 \cdot \frac{te}{2}$$

$$F_0 = \frac{mc \cdot V_0}{te} = 40.732MN \fallingdotseq 41MN$$

ここで，

mc：クレーンの質量　（＝209700kg）

V_0：初期速度（＝9.6m/s）

te：荷重作用時間（＝0.049sec）

表４．１－４２　クレーン衝突荷重

クレーンの質量 mc（kg）	落下高さ H（m）	初期速度 V_0（m/s）	単位体積当たりの塑性エネルギー σ（J/m^3）※	変形量 h（m）	落下エネルギー E（J）	荷重作用時間 te（sec）	落下時の運動量（N･s）	最大荷重 F_0（MN）
209700	4.7	9.6	5.14×10^8 4.02×10^8	0.474	1.06×10^7	0.049	2.01×10^6	41

※：上段はクレーンの立板，下段はクレーンの補強リブの塑性エネルギーを表す

ⅱ．応力評価

「1）①　水平落下」と同様に，構造解析コード ABAQUS を用いて図４．１－９に示す解析モデルを使用する。

衝突部（胴フランジ部）に衝突荷重を作用させ，密封シール部の塑性ひずみ及び締

付けボルトの応力評価を行う。

C．判定基準

「1）①　水平落下」と同様に，密封機能評価の判定基準である表４．１－１４を判定基準とする。

なお、バスケットは「1）①　水平落下」と同様に，特別の試験条件において兼用キャスクに作用する設計荷重(9m 水平落下時)より小さいことから応力評価を省略する。

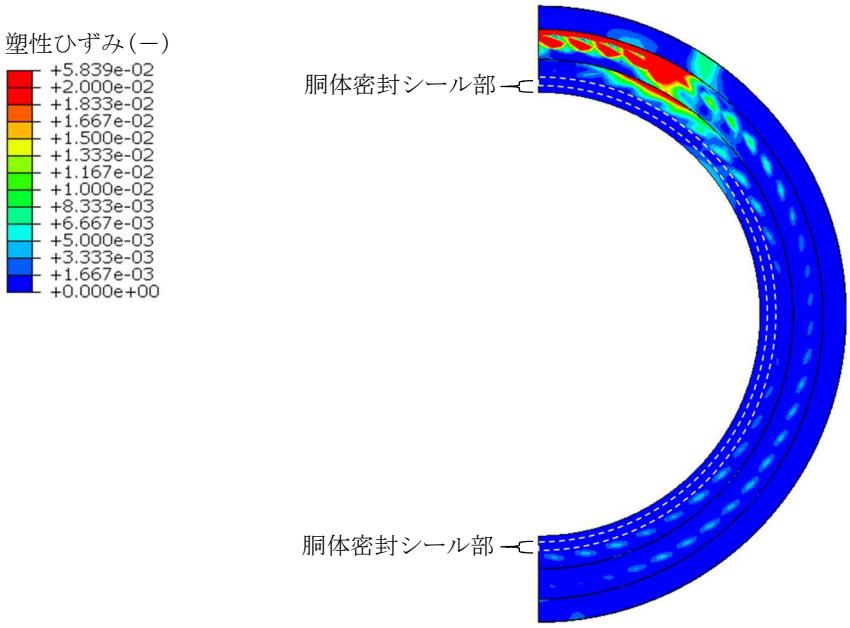
D．評価結果

胴体密封シール部及び一次蓋密封シール部に生じるひずみは表４．１－４３及び図４．１－６０に示す通り，おおむね弾性範囲内であり判定基準を満足する。また，一次蓋締付けボルトに生じる応力は表４．１－４４の通りで判定基準を満足する。

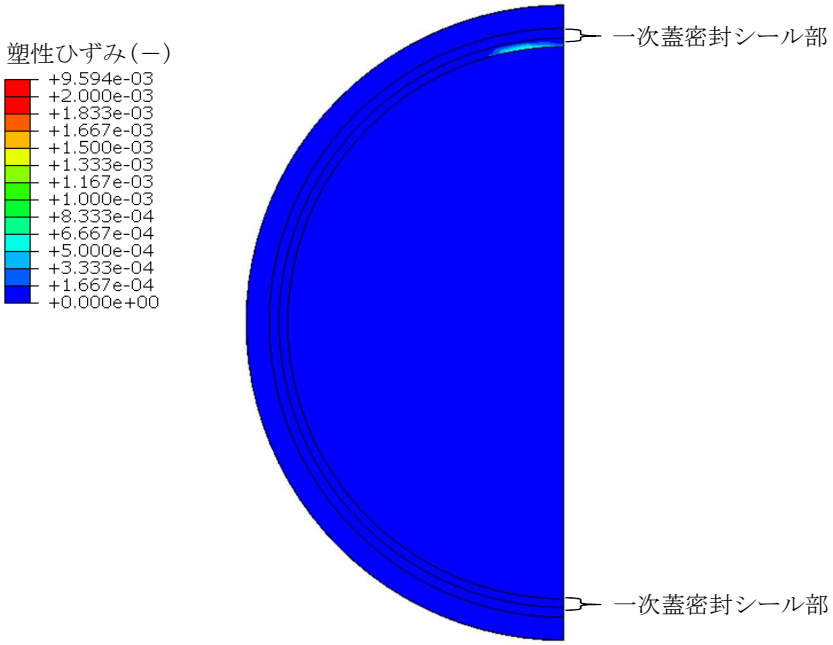
参考として，二次蓋の評価結果を表４．１－４５，表４．１－４６及び図４．１－６１に示す。引張＋曲げ応力が判定基準を超えているが，一次蓋が密封境界を担保できることから密封機能は維持される。

表４．１－４３　密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
胴体密封シール部	0.05%	0.2%
一次蓋密封シール部	0%	0.2%



(a) 胴体（密封シール部）



(b) 一次蓋（密封シール部）

図４．１－６０　一次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

表４．１－４４　一次蓋締付けボルト応力評価結果

評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
一次蓋締付けボルト	335MPa	701MPa	831MPa

表４．１－４５　密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
二次蓋密封シール部	0%	0.2%

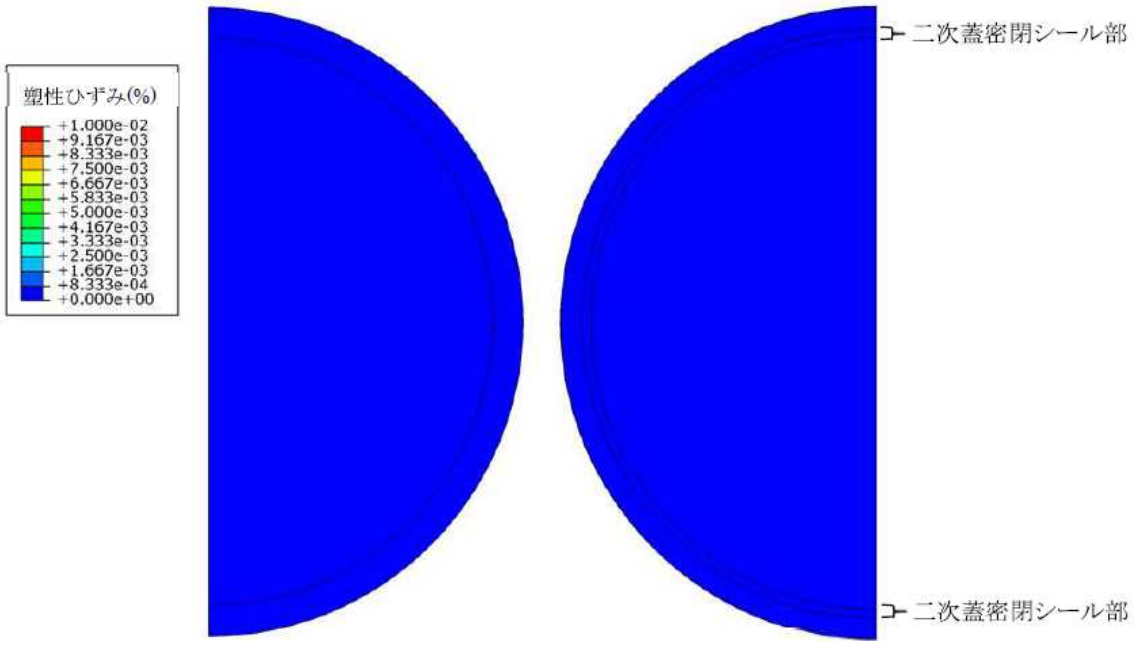


図４．１－６１　二次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

（左：外面側，右：胴体内側）

表４．１－４６　二次蓋締付けボルト応力評価結果

評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
二次蓋締付けボルト	497MPa	1263MPa	848MPa

⑤-3　兼用キャスク１基胴フランジ部への衝突

Ａ．評価方針

待機位置以外からのクレーン転倒による兼用キャスクへの衝突を想定する。兼用キャスクの密封機能に影響する密封境界部（一次蓋、一次蓋フランジ及び一次蓋締付ボルト）に作用する荷重が大きくなるように一次蓋側面近傍の胴フランジ部にクレーンが転倒する場合を評価する。

クレーンの転倒及び変形イメージを図４．１－６２に示す。

なお，評価にあっては，衝突荷重を保守的に評価するため，ダイヤフラムへの衝突を考慮している南側キャスク 1 基胴フランジ部への衝突を代表事象として評価を行う。

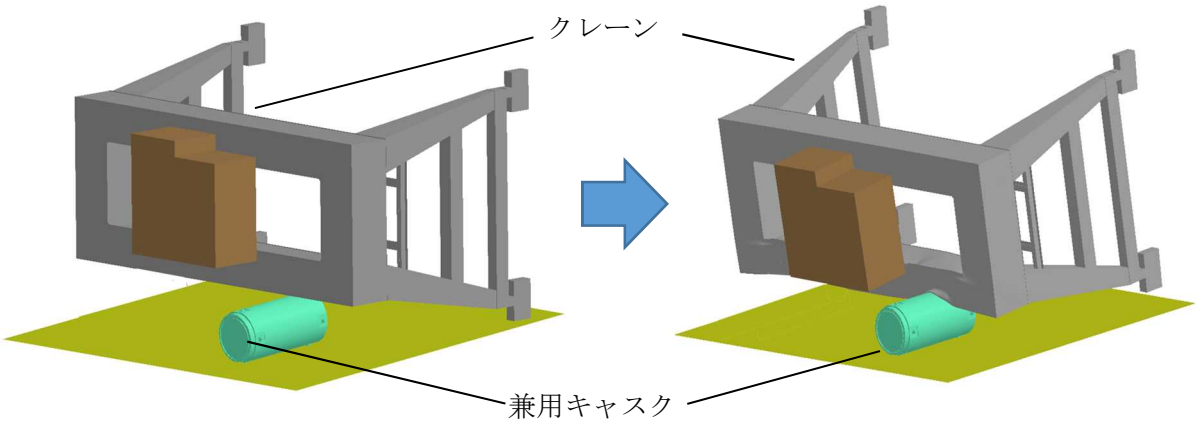


図４．１－６２　クレーンの転倒と衝突による変形

Ｂ．評価方法

ｉ．衝突荷重の算出

クレーンの転倒により兼用キャスク胴フランジ部とクレーンの桁(立板,補強リブ)が衝突する。兼用キャスクは剛でありクレーンの桁が塑性変形すると考えられるため,クレーンの塑性変形に要するエネルギーに基づき衝突荷重を算出する。

クレーンの落下エネルギーと塑性変形に要するエネルギーが等しくなるよう変形量を算出する。変形量を算出する上では，衝突荷重を保守的に算出するため，クレーンの落下エネルギーは実際には兼用キャスクの塑性変形や落下物の衝突後の運動エネルギーにも変換されるが，すべてクレーンの塑性変形で吸収されるものとする。

クレーンが転倒してキャスク１基に衝突する際の位置関係を図４．１－６３に，クレーンが転倒した場合の衝突箇所を図４．１－６４（１），（２）に示す。

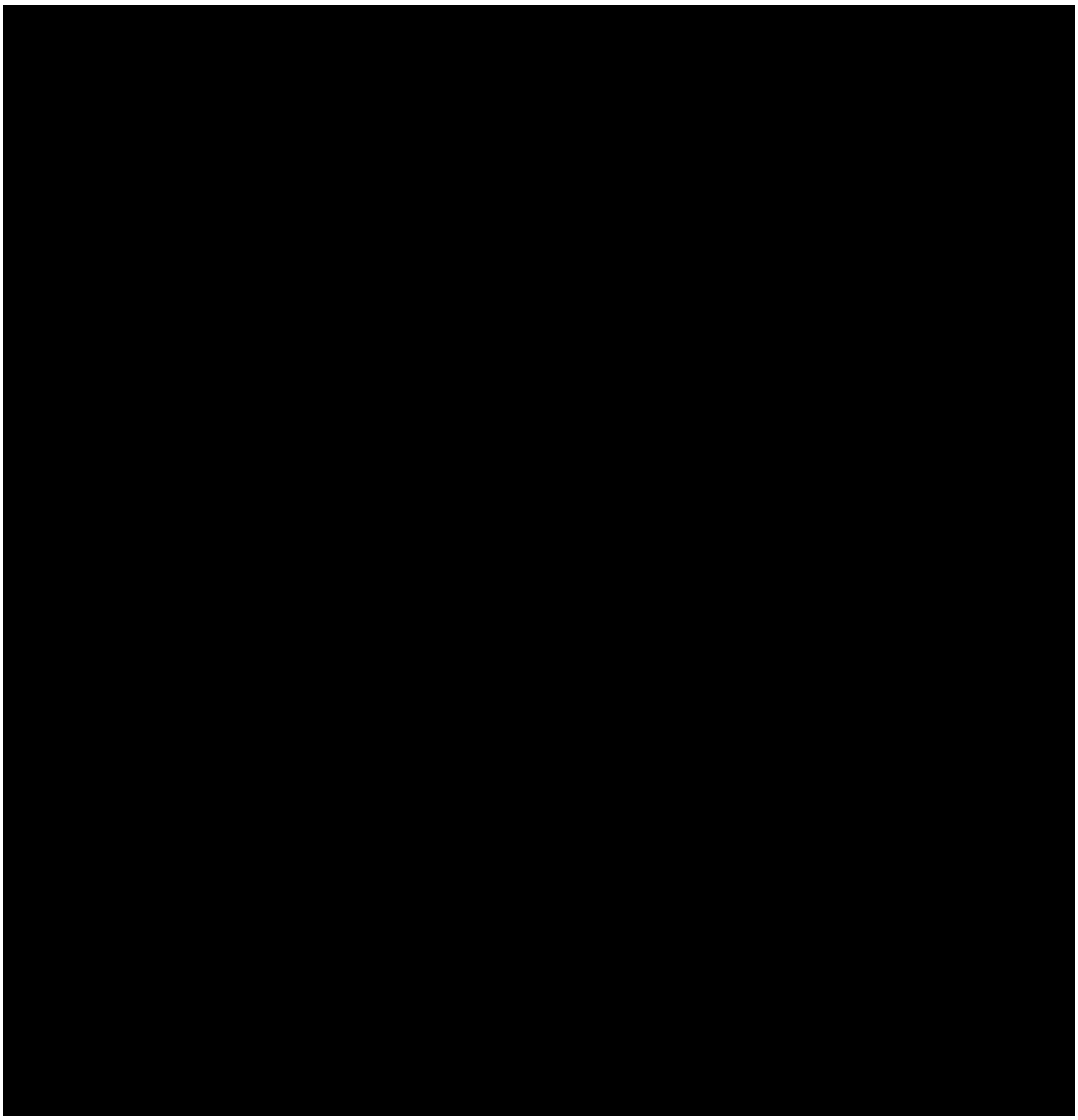


図４．１－６３　クレーンとキャスク１基の位置関係

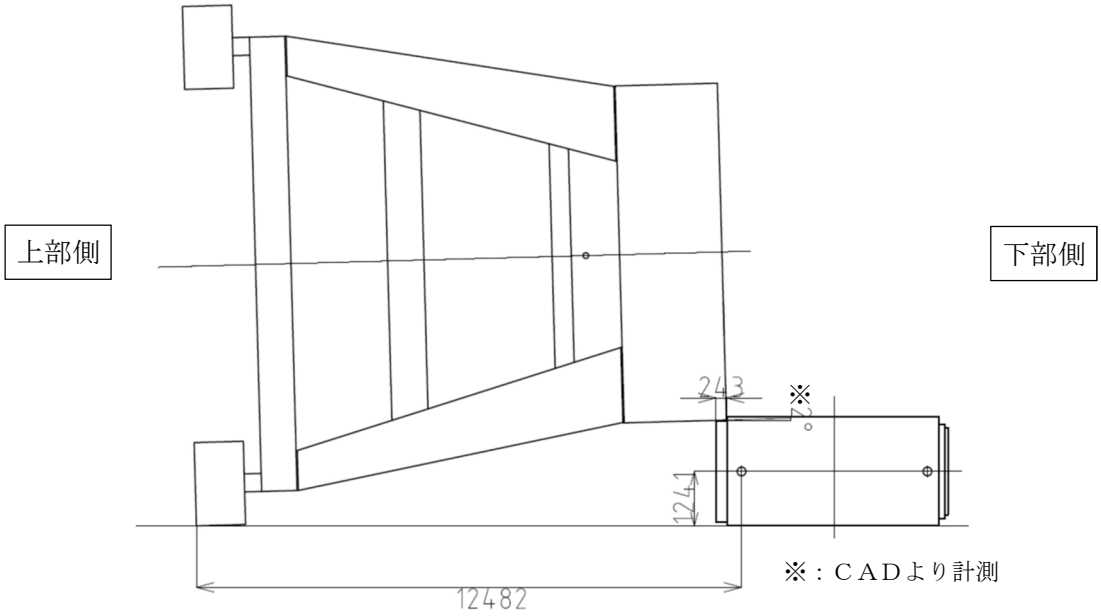


図４．１－６４（１）　クレーン転倒時の衝突箇所（胴フランジ部衝突時※）

※クレーンが待機位置以外の位置にある状態で東側から西側に転倒する場合，キャスクの胴フランジ部に衝突する可能性がある。

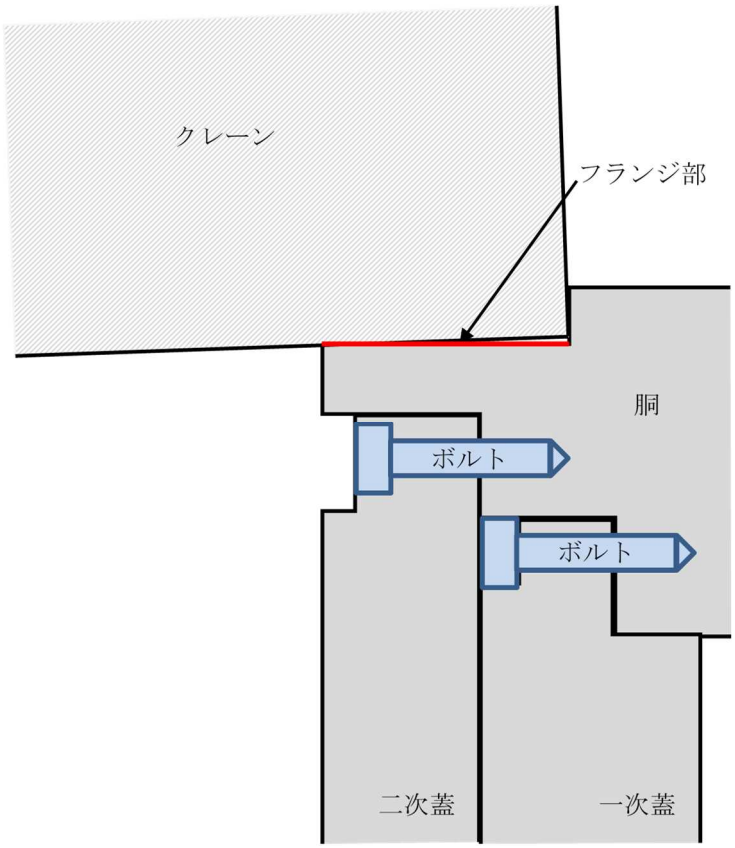


図４．１－６４（２）　クレーン転倒時の衝突箇所拡大図

衝突姿勢時における図４．１－６３の断面Ａ－Ａを図４．１－６５に，クレーン部材の機械強度を表４．１－４７に示す。

表４．１－４７　クレーン部材の機械強度

部位	材質	縦弾性係数[MPa]	降伏応力[MPa]	引張強さ[MPa]
桁	SM490A	203000	[redacted]	
補強リブ	SS400	203000		



図４．１－６５　桁断面図

水平姿勢のキャスクとクレーンの位置関係によって損傷する部位を想定する。南側キャスクの中心位置はクレーンのダイヤフラムと [redacted]mm 離れている。キャスクフランジ部外径は [redacted]mm のため，ダイヤフラムが変形する。[redacted] ４．１－６６に北側から見たキャスク衝突部の桁断面を，図４．１－６７に東側から見たキャスク衝突部の変形形状を示し，いずれもキャスク衝突部の変形領域を示す。クレーンの桁（立板），補強リブに圧縮による塑性変形が生じるとして評価する。



図４．１－６６　南側キャスク衝突部桁（ダイヤフラム）断面



図４．１－６７　西側から見たキャスク衝突部位の変形形状

桁に対してキャスクの胴は肉厚で剛であるので，衝突によって桁が塑性変形する。落下姿勢を維持したまま変形が進むと考え，南側キャスク衝突部では桁の西側の立板（板厚 ■mm），補強リブ（板厚 ■ m）に圧縮変形が生じる。キャスクと桁の位置関係から，図４．１－６７に示すように立板はキャスクの外径（胴体部半径 ■■ mm）に沿った円弧状，補強リブは台形形状に変形する。

立板の鉛直方向変位（板厚中心）を変形量 h とすると，南側キャスク衝突部の立板の塑性変形面積 S_1，補強リブの塑性変形面積 A は，それぞれ以下の式で求めることができる。

南側キャスク立板部塑性変形面積 S_1

$S_1 =$ [redacted]

南側キャスク補強リブ a 部塑性変形面積 A

$A =$ [redacted]

ここで，

[redacted]

h_1，h_2 は変形量 h を用いて以下の式で求める。

$h_1 =$ [redacted]

$h_2 =$ [redacted]

よって，南側キャスク衝突部の立板部変形領域の体積 V_1 は以下となる。

$V_1 =$ [redacted]

ここで，

[redacted]

補強リブ部変形領域の体積 V_2 は以下となる。

$V_2 =$ [redacted]

ここで，

[redacted]

塑性変形によるエネルギーは圧縮変形体積と単位体積当たりの圧壊エネルギー（流動応力）から求めることが出来る。ここで，立板部の単位体積当たりの吸収エネルギーを σ_{fs}，補強リブ部の単位体積当たりの吸収エネルギーを σ_{fk} とすると，変形により吸収されるエネルギー E_p は以下となる。

$E_p =$ [redacted]

ここで，

σ_{fs}※ = [redacted]

σ_{fk}※ = [redacted]

[redacted]

※　鋼材の応力－ひずみ曲線では，弾性範囲（降伏応力）を超えて塑性変形が進むにつれて発生応力が引張応力まで増加する。このため，大変形を伴うクレーン衝突事象において，単位体積当たりの吸収エネルギーを引張強さと降伏応力の平均である流動応力として求める。

落下エネルギーを全てクレーンの塑性変形で吸収する場合，下式が成り立つ。この時の落下エネルギーは変形量 h 分を含める。

$E_p = \mathrm{E}$

ここで，

E：落下エネルギー（J）

$\mathrm{E} = \mathrm{mc} \cdot \mathrm{g} \cdot (\mathrm{H} + \mathrm{h})$

mc：クレーンの質量　（＝209700kg）

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

H：落下高さ（＝4.7m）

以上より，E_p＝E を満たす変形量 h は 0.798m となり，E_p＝E＝1.131×10^{7}J となる。

次に荷重作用時間を求める。荷重作用時間が短いほうが衝突荷重は保守的であるため，衝突時の減速を考慮せず，荷重作用時間 te は，変形量 h を初期速度 V_0 で除して算出する。

te＝h／V_0＝0.083sec

ここで，

h：変形量（＝0.798m）

V_0：初期速度

$V_0 = \sqrt{2 \cdot g \cdot H} \fallingdotseq 9.6 m/s$

「⑤-1　兼用キャスク 2 基胴下部外筒表面への衝突」と同様，Riera の式を用いて衝突荷重を評価する。

ここで，兼用キャスクの衝突により塑性変形するクレーンの立板，補強板，補強リブは変形方向に一様な断面ではないことから，変形に従い発生荷重の変動が生じる。衝突荷重の時刻歴を矩形波と近似すると荷重を過少に評価する想定となるため，クレーン転倒評価では，衝突荷重の時刻歴は三角波で近似する。

また，クレーンは兼用キャスク１基に衝突するため，兼用キャスク１基あたりのクレーン質量は mc であることを考慮し，次式により衝突荷重 F_0 を算出する。

衝突荷重評価結果を表４．１－４８に示す。

$$mc \cdot V_0 = \int_0^{te} F(t)dt = \int_0^{te} F_0\left(1 - \frac{t}{te}\right)dt = F_0 \cdot \frac{te}{2}$$

$$F_0 = \frac{2mc \cdot V_0}{te} = 48.421MN \fallingdotseq 49MN$$

ここで，

mc：クレーンの質量　（＝209700kg）

V_0：初期速度（＝9.6m/s）

te：荷重作用時間（＝0.083sec）

表４．１－４８　クレーン衝突荷重

クレーンの質量 mc（kg）	落下高さ H（m）	初期速度 V_0（m/s）	単位体積当たりの塑性エネルギー σ（J/m^3）※	変形量 h（m）	落下エネルギー E（J）	荷重作用時間 te（sec）	落下時の運動量（N･s）	最大荷重 F_0（MN）
209700	4.7	9.6	5.14×10^8 4.02×10^8	0.798	1.13×10^7	0.083	2.01×10^6	49

※：上段はクレーンの立板，下段はクレーンの補強リブの塑性エネルギーを表す

ⅱ　応力評価

「1）①　水平落下」と同様に，構造解析コード ABAQUS を用いて図４．１－９に示す解析モデルを使用する。

衝突部（胴フランジ部）に衝突荷重を作用させ，密封シール部の塑性ひずみ及び締付けボルトの応力評価を行う。

Ｃ．判定基準

「1）①　水平落下」と同様に，密封機能評価の判定基準である表４．１－１４を判定基準とする。

なお、バスケットは「1）①　水平落下」と同様に，特別の試験条件において兼用キ

ャスクに作用する設計荷重(9m 水平落下時)より小さいことから応力評価を省略する。

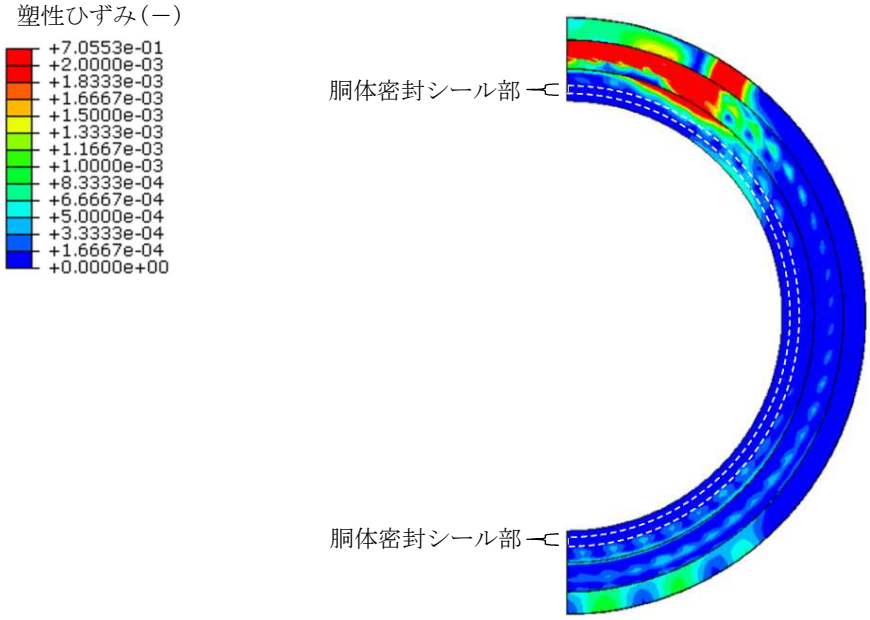
D．評価結果

胴体密封シール部及び一次蓋密封シール部に生じるひずみは表４．１－４９及び図４．１－６８に示す通り，おおむね弾性範囲内であり判定基準を満足する。また，一次蓋締付けボルトに生じる応力は表４．１－５０の通りで判定基準を満足する。

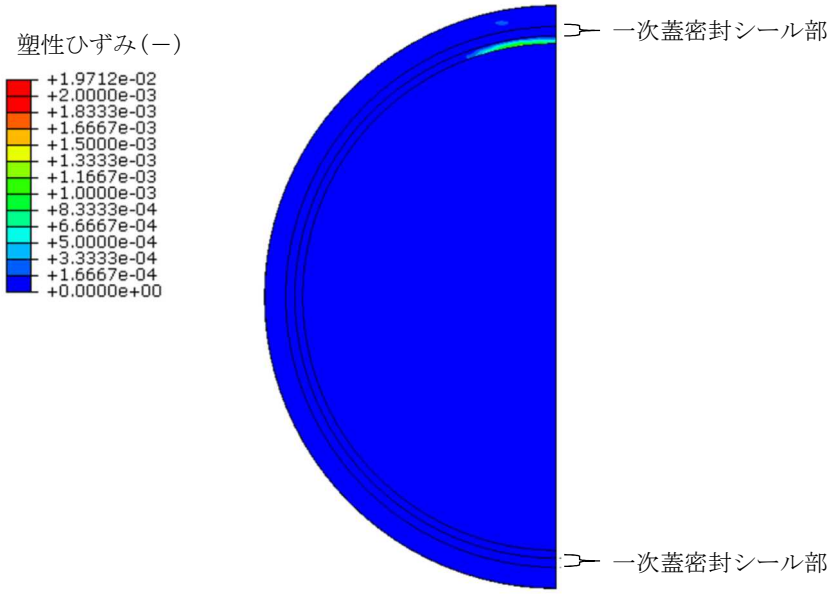
参考として，二次蓋の評価結果を表４．１－５１，表４．１－５２及び図４．１－６９に示す。引張＋曲げ応力が判定基準を超えているが，一次蓋が密封境界を担保できることから密封機能は維持される。

表４．１－４９　密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
胴体密封シール部	0.06%	0.2%
一次蓋密封シール部	0%	0.2%



(a) 胴体（密封シール部）



(b) 一次蓋（密封シール部）

図４．１－６８　一次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

表４．１－５０　一次蓋締付けボルト応力評価結果

評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
一次蓋締付けボルト	375MPa	768MPa	831MPa

表４．１－５１　密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
二次蓋密封シール部	5.7%	0.2%

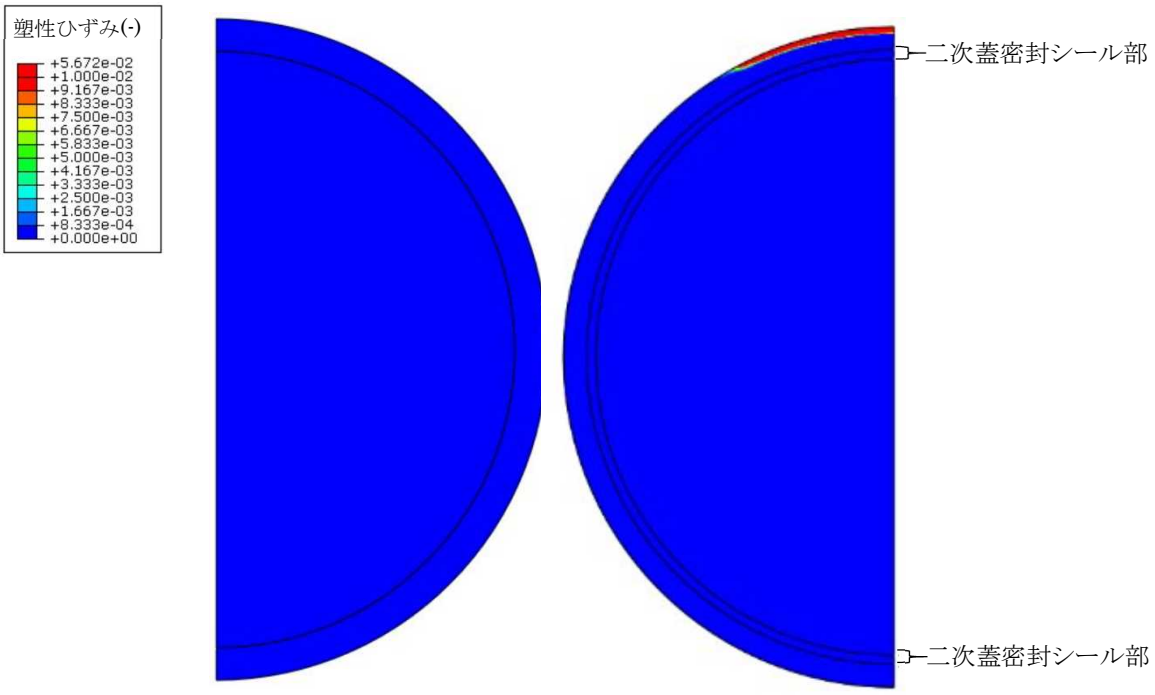


図４．１－６９　二次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

（左：外面側，右：胴体内側）

表４．１－５２　二次蓋締付けボルト応力評価結果

評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
二次蓋締付けボルト	558MPa	1400MPa	848MPa

⑤-4　クレーン転倒による兼用キャスクへの衝突評価のまとめ

表４．１－５３にクレーン転倒による兼用キャスクへの衝突評価一覧を示す。胴体密封シール部，一次蓋密封シール部，一次蓋締付けボルトについて，いずれのケースにおいても，判定基準を満足する。また，「1)　①　C．判定基準」に示す通り二次蓋は密封境界として扱わないため，二次蓋密封シール部，二次蓋締付けボルトの評価は表には記載しない。

なお，兼用キャスク 1 基衝突時の最大荷重が，2 基衝突時の最大荷重に比較し，2 倍程度にならない理由は，1 基衝突の場合，キャスク 1 基にクレーンの荷重が作用するものの，クレーンの変形量が大きくなることで荷重作用時間が長くなり，加速度が小さくなる傾向がある。これらの影響で，最大荷重が著しく増大しないことによる。

表４．１－５３　クレーン転倒による兼用キャスクへの衝突評価一覧

クレーン転倒時 衝突基数及び 衝突箇所	クレーン衝突荷重			密封シール部のひずみ計算結果 塑性ひずみ		一次蓋締付けボルト応力評価結果 一次応力	
	変形量 h	荷重作業時間 te	最大荷重 F_0	胴体密封 シール部	一次蓋密封 シール部	引張応力	引張 ＋曲げ応力
兼用キャスク２基 胴下部外筒表面	0.401m	0.042s	48MN	0%	0%	255MPa	286MPa
兼用キャスク２基 胴フランジ部	0.474m	0.049s	41MN	0.05%	0%	335MPa	701MPa
兼用キャスク１基 胴フランジ部	0.798m	0.083s	49MN	0.06%	0%	375MPa	768MPa
判定基準	－	－	－	0.2%	0.2%	831MPa	831MPa

⑤-5　兼用キャスクの衝突基数に対する衝撃荷重

前項の通り，兼用キャスク 2 基胴下部外筒表面へ衝突時の最大荷重は 48MN，兼用キャスク 2 基胴フランジ部への衝突時の最大衝突荷重は 41MN，兼用キャスク 1 基胴フランジ部へ衝突時の最大衝突荷重は 49MN であり，1 基胴フランジ部への最大衝突荷重が上回る結果となった。兼用キャスク 1 基胴フランジ部へ衝突時の最大衝突荷重が，兼用キャスク 2 基胴下部外筒表面へ衝突時及び兼用キャスク 2 基胴フランジ部へ衝突時の最大衝突荷重を包絡する。

6)　各評価事象の評価結果（まとめ）

兼用キャスクと周辺施設との相互影響における評価結果を表４．１－５４に示す。いずれの事象においても，兼用キャスクの安全機能への影響がないことを確認した。

表４．１－５４（１）　兼用キャスクと周辺施設との相互影響における評価結果

評価項目		衝突部位	評価部位	評価手法	評価結果	判定基準
1) 兼用キャスクの落下評価	① 水平落下	上部／下部トラニオンーコンクリート床板（剛体面）	胴体密封シール部	解析コード ABAQUS を用いたひずみ評価，工学式による応力評価	0.1(%)	明瞭な降伏応力を示さない材料の耐力 0.2(%)
			一次蓋密封シール部		0(%)	
			一次蓋締付けボルト		引張：279(MPa) 引張＋曲げ：704(MPa)	ボルト材料の設計降伏点 831(MPa)
	② 回転落下	上部トラニオンーコンクリート床板（剛体面）	胴体密封シール部		0(%)	明瞭な降伏応力を示さない材料の耐力 0.2(%)
			一次蓋密封シール部		0(%)	
			一次蓋締付けボルト		引張：265(MPa) 引張＋曲げ：616(MPa)	ボルト材料の設計降伏点 831(MPa)
2) 兼用キャスクとコンクリートモジュールとの衝突評価	① 兼用キャスク頭部への衝突	兼用キャスク頭部ーコンクリートモジュール	胴体密封シール部，一次蓋密封シール部，一次蓋締付けボルト	Riera 式による荷重評価	9.4(MN)	SAR における設計荷重 34.7(MN)
	② 兼用キャスク側面への衝突	上部／下部トラニオンーコンクリートモジュール		Riera 式による荷重評価	9.4(MN)	「1) ① 水平落下」における衝撃荷重 40(MN)

表４．１－５４（２）　兼用キャスクと周辺施設との相互影響における評価結果

評価項目		衝突部位	評価部位	評価手法	評価結果	判定基準
3) コンクリートモジュールの落下・転倒評価	① 天板（全体）の水平姿勢での落下	上部／下部トラニオンーコンクリートモジュール（天板全体）	胴体密封シール部，一次蓋密封シール部，一次蓋締付けボルト	Riera 式による荷重評価	4.4(MN)	「1) ① 水平落下」における衝撃荷重 40(MN)
	② 天板(全体)の傾斜姿勢での落下	胴フランジ部ーコンクリートモジュール（天板全体）		Riera 式による荷重評価	2.9(MN)	「5) ⑤-2 兼用キャスク 2 基胴フランジ部への衝突」における衝撃荷重 41(MN)
	③ 天板（パネル 1 枚）の水平姿勢及び傾斜姿勢での落下	外筒ーコンクリートモジュール(天板パネル 1 枚)	外筒，伝熱フィン	工学式による落下エネルギー評価	水平姿勢：7.7×10^{7} (N・mm) 傾斜姿勢：4.1×10^{7} (N・mm)	外筒のせん断に要するエネルギー及び伝熱フィンの圧縮変形エネルギーの合計 水平姿勢：2.7×10^{9} (N・mm) 傾斜姿勢：3.5×10^{8} (N・mm)

表４．１－５４（３）　兼用キャスクと周辺施設との相互影響における評価結果

評価項目	衝突部位	評価部位	評価手法	評価結果	判定基準
4）兼用キャスクの埋没による除熱評価	－	燃料被覆管，胴，一次蓋，金属ガスケット，バスケット，中性子遮蔽材	解析コード ABAQUS 及び工学式による温度評価	燃料被覆管：[redacted] 胴：[redacted] 一次蓋：[redacted] 金属ガスケット：[redacted] バスケット：[redacted] 中性子遮蔽材： [側部][redacted]， [蓋部][redacted]， [底部][redacted]	設計貯蔵期間中に機能維持できる温度。ただし，金属ガスケットについては半年～3 年の短期的に機能維持できる温度 燃料被覆管：300（℃） 胴：350（℃） 一次蓋：350（℃） 金属ガスケット：[redacted] バスケット：300（℃） 中性子遮蔽材：[redacted]

表４．１－５４（４）　兼用キャスクと周辺施設との相互影響における評価結果

評価項目		衝突部位	評価部位	評価手法	評価結果	判定基準
5）クレーンの転倒評価	⑤-1 兼用キャスク 2 基胴下部外筒表面への衝突	外筒－クレーン	胴体密封シール部	Riera 式による荷重評価，解析コード ABAQUS を用いた応力及びひずみ評価	0(%)	明瞭な降伏応力を示さない材料の耐力 0.2(%)
			一次蓋密封シール部		0(%)	
			一次蓋締付けボルト		引張：255(MPa) 引張＋曲げ：286(MPa)	ボルト材料の設計降伏点 831(MPa)
	⑤-2 兼用キャスク 2 基胴フランジ部への衝突	胴フランジ部－クレーン	胴体密封シール部		0.05(%)	明瞭な降伏応力を示さない材料の耐力 0.2(%)
			一次蓋密封シール部		0(%)	
			一次蓋締付けボルト		引張：335(MPa) 引張＋曲げ：701(MPa)	ボルト材料の設計降伏点 831(MPa)
	⑤-3 兼用キャスク 1 基胴フランジ部への衝突	胴フランジ部－クレーン	胴体密封シール部		0.06(%)	明瞭な降伏応力を示さない材料の耐力 0.2(%)
			一次蓋密封シール部		0(%)	
			一次蓋締付けボルト		引張：375(MPa) 引張＋曲げ：768(MPa)	ボルト材料の設計降伏点 831(MPa)

4.1.3　周辺斜面の安定性評価

キャスク仮保管設備の周辺に評価対象となる斜面は存在しない。

4.1.4　火災，溢水による影響評価

火災については，キャスク仮保管設備の安全性が損なわれることを防止するために火災発生防止，火災検知及び消火並びに火災の影響の軽減の方策を適切に組み合わせた措置を講じている。

また，防火管理要領に基づき，図４．１－７０に示す通り，本設備の周辺に防火水槽や屋外消火栓が設置されており，初期消火は，構内初期消火隊が実施する。

溢水については，周辺に影響を及ぼす施設は存在しない。



■：防火水槽

●：屋外消火栓

●：消火器

図４．１－７０　消防設備の設置位置

参考資料

耐震安全性解析に用いるコード（NASTRAN）について

(1) 概要

NASTRAN コードは 1968 年アメリカ航空宇宙局(NASA)で開発され，1971 年に米国 MacNeal-Schwendler Corporation(MSC 社)から発売された有限要素法に基づく構造解析等の汎用解析コード(MSCNastran)であり，航空宇宙，自動車，造船，重機械，原子力機器，土木・建設など重工業を中心に広く受け入れられている。輸送キャスクでは固有振動解析に利用されている。

(2) 機能

NASTRAN コードは固有振動解析に際して以下の機能を有している。

① ある固有振動範囲の設定，あるいは必要固有値個数を設定すればその範囲の多くの固有振動及び必要固有値個数に対応する固有振動を求めることができる。
② 各振動モードに対する刺激係数，有効質量を算出できる。
③ 引張等の初期応力があれば，この初期応力を考慮した固有振動解析ができる。
④ スペクトルモード解析の入力データとして固有振動解析結果をそのまま利用できる。
⑤ 使用要素は一次元～三次元の多くの要素が適用できる。
⑥ 質量は集中質量，分布質量が適用できる。

(3) 解析フロー

NASTRAN コードの固有振動解析フローを図４．１－７１に示す。

(4) 使用実績

NASTRAN コードは，これまで多くの固有振動解析に対し使用実績がある。

(5) 検証方法

理論値との比較による検証が実施されていることを確認。

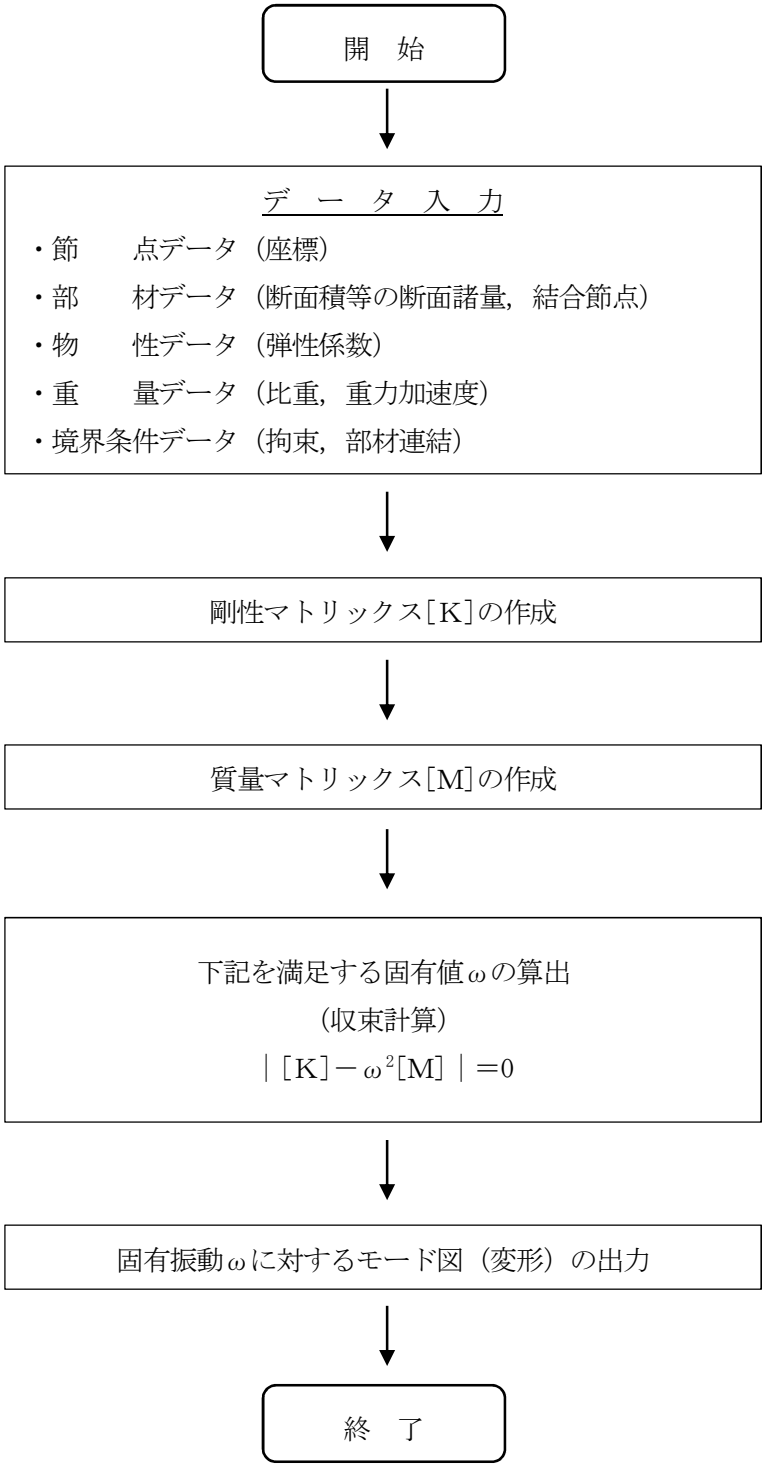


図４．１－７１　NASTRAN コードの固有振動解析フロー図

参考資料

耐震安全性解析に用いるコード（ABAQUS）について

(1) 概要

ABAQUS コードは米国 Hibbitt,Karlsson&Sorensen,Inc(KHS 社)で開発された有限要素法に基づく応力・座屈解析等の汎用解析コードであり，輸送キャスクの応力解析等に広く利用されている。

(2) 機能

ABAQUS コードは，応力解析に際して以下の機能を有している。

① 定常・非定常の弾性・弾塑性のいずれの解も得ることができる。
② 材料特性として時間依存，歪の履歴依存並びに等方性・異方性等を考慮することができる。
③ モデルの形状は一次元～三次元，また連続体についても取り扱うことができる。
④ 伝熱解析結果をそのまま境界条件として熱応力解析に用いることが可能である。
⑤ 荷重条件として集中荷重，分布荷重，モーメント，加速度力（慣性力），圧力，遠心力，コリオリ力等が取り扱える。また，これら条件の時間依存，線形変化に対しても対応可能である。

(3) 解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図４．１－７２に示す。

(4) 使用実績

ABAQUS コードは，これまで多くの固有振動解析及び応力解析に対し使用実績がある。

(5) 検証方法

理論値との比較による検証が実施されていることを確認している。

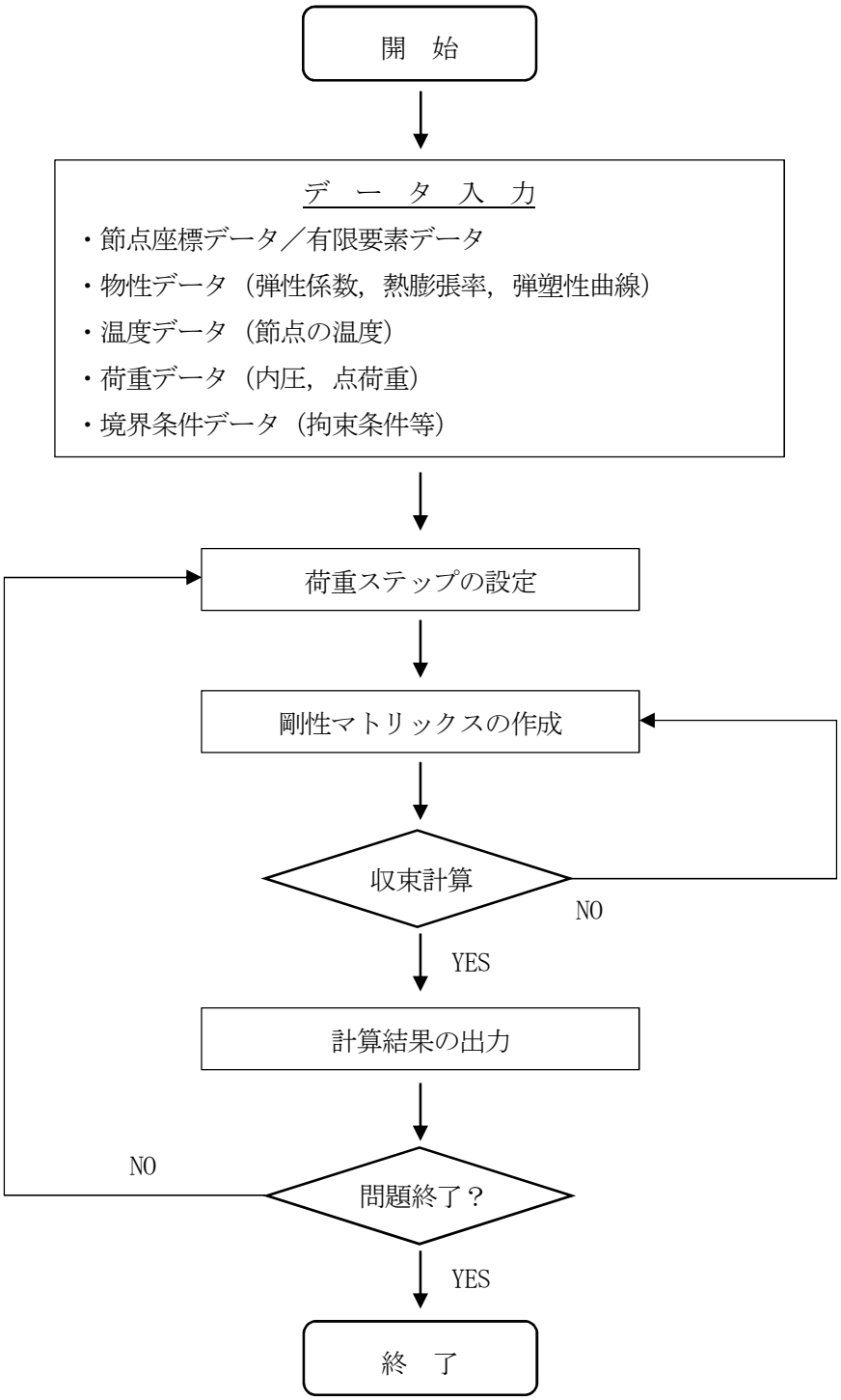


図４．１－７２　ABAQUS コードの解析フロー図

4.2　輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台（B+クラスへの波及的影響防止を考慮すべき施設，1/2Ss450）

(1)　評価方針

キャスク仮保管設備における輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台は耐震クラスがCクラスであり，兼用キャスクの支持機能を有する。

耐震評価は，コンクリートモジュール（耐震クラス：B+クラス）への波及的影響を考慮し，1/2Ss450による地震力に対して支持機能の健全性を維持し兼用キャスクを転倒，落下させないことを確認する。

(2)　主な構成部材と適用基準

主な構成部材と適用基準は添付資料－３－１「2.2 キャスク支持架台の耐震性　(2) 輸送貯蔵兼用キャスク　2) 主な構成部材と適用基準」と同一である。

(3)　固有周期の算定

固有周期は添付資料－３－１「2.1　乾式キャスクの耐震性　(2)　輸送貯蔵兼用キャスクB　2)　固有周期の算定」と同一であり，兼用キャスクと支持架台の連成解析により算定する。

(4)　設計震度

「(3)　固有周期の算定」で求めた固有周期と「2　耐震設計方針」に基づき，支持架台の耐震性の評価に用いる設計用地震力を定める。

支持架台は兼用キャスクを含め固有周期は0.05sec以下であることから，支持架台は剛体とみなすことができる。

従って設計用地震力は1.2ZPAとする。表４．２－１に1/2Ss450の1.2ZPAを示す。なお，設計震度算出における数値の丸め方については，小数点以下第３位以降を切上げ，小数点以下第２位で表示するものとする。

表４．２－１　1/2Ss450における設計震度（1.2ZPA）

	水平	鉛直
1/2Ss450	0.67※	0.42※

※　Sd450　水平：(539.371/980.665) ×1.2＝0.660006→0.67

鉛直：(335.457/980.665) ×1.2＝0.4104→0.42

(5) 評価条件

1) 荷重の組合せ

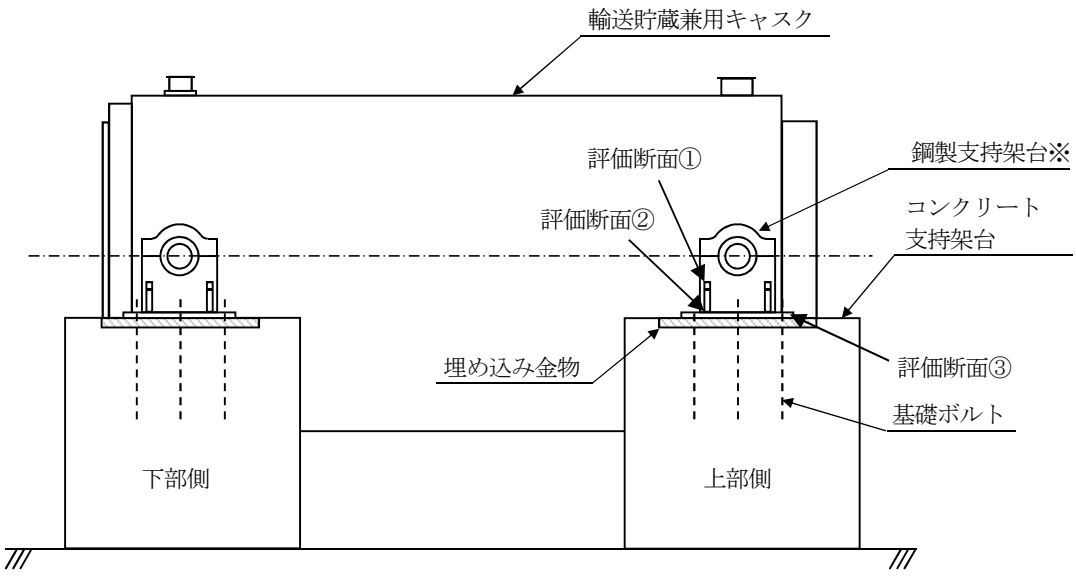
1/2Ss450 地震時の評価において，兼用キャスクの設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せを表４．２－２に示す。

表４．２－２　兼用キャスク用支持架台の設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

荷重 / 設計事象	自重による荷重	地震荷重
Ⅰ＋1/2Ss450	○	○

2) 評価部位

兼用キャスク用支持架台の応力評価を行う部位を図４．２－１に示す。



※上部側の鋼製支持架台は軸方向にスライドする機構を備えている。

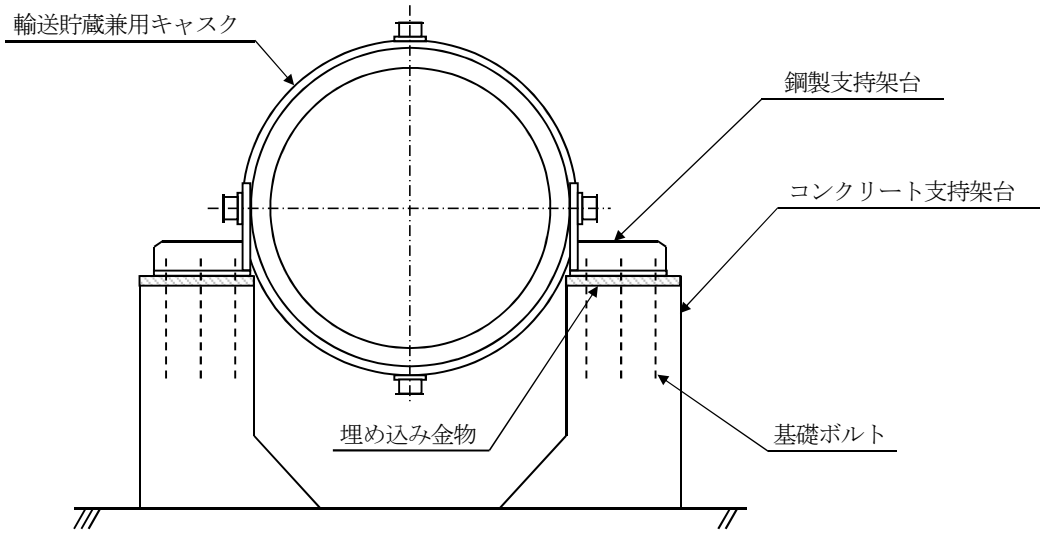


図４．２－１　輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の構造及び評価部位

3) 許容応力評価条件

評価部位の物性値を表４．２－３に示す。

表４．２－３　物性値

（単位：N/mm^2）

部位	材料	設計事象(注1)	設計温度	設計降伏点(注2) S_y	設計引張強さ(注2) S_u	設計基準強度(注3) F
鋼製支持架台	炭素鋼(SM490A)	Ⅰ＋1/2Ss450	65℃	282	466	326
埋め込み金物	炭素鋼(SS400)			225	386	270
基礎ボルト	炭素鋼(S45C)			471	648	453

（注1）設計事象Ⅰ＋1/2Ss450　　：供用状態Ｄ（$\mathrm{IV_AS}$）

（注2）設計・建設規格 付録材料図表より，設計温度における値に線形補間して算出。

ここで，各応力基準値は下記のとおり設定。

・鋼製支持架台(SM490A)　：40＜t

・埋め込み金物(SS400)　：16＜t≦40

・基礎ボルト(S45C)　：φ≦40

ただし，t：板厚（mm），φ：直径（mm）

（注3）設計基準強度Ｆは次式により算出。

・設計事象Ⅰ＋1/2Ss450（供用状態Ｄ（$\mathrm{IV_AS}$））　　$F=\mathrm{Min}[1.2S_y,\ 0.7S_u]$

(6) 許容応力

評価部位の許容応力を表４．２－４（１）～（２）に示す。

表４．２－４（１） 許容応力（一次応力）

（単位：N/mm^2）

部位	材料	設計事象	許容応力(一次応力) (注1)				
			圧 縮	引 張	曲 げ	せん断	組合せ
鋼製支持架台	炭素鋼 (SM490A)	Ⅰ＋1/2Ss450	322	－	326	188	326
埋め込み金物	炭素鋼 (SS400)		－	－	270	155	270
基礎ボルト	炭素鋼 (S45C)		－	(注2)	－	261	－

(注1) 設計事象Ⅰ＋1/2Ss450における許容応力（一次応力）は，次式で算出。

＜鋼製支持架台及び埋め込み金物＞

許容圧縮応力 ：$1.5f_c^* = 1.5 \cdot \{1-0.4(\lambda/\Lambda)^2\} \cdot (F/\nu)$

許容曲げ応力 ：$1.5f_b^* = F$

許容せん断応力 ：$1.5f_s^* = F/\sqrt{3}$

許容組合せ応力 ：$1.5f_t^* = F$

＜基礎ボルト＞

許容引張応力 ：$1.5f_t^* = F/2 \times 1.5$

許容せん断応力 ：$1.5f_s^* = F/\sqrt{3}$

ただし，Ｆ：設計基準強度（設計事象Ⅰ＋1/2Ss450）(N/mm^2)，λ：有効細長比 (-)，Λ：限界細長比 (-)，ν：安全率 (-)

(注2) 基礎ボルトの許容引張応力はせん断応力との組合せを考慮し，次式で低減させる。

$\mathrm{Min}[f_{t0},\ 1.4f_{t0}-1.6\tau]$

ここで，

f_{t0}：ボルトの許容引張応力 ($1.5f_t^*$) (N/mm^2)

τ：ボルトに発生するせん断応力 (N/mm^2)

表４．２－４（２）　許容応力（一次＋二次応力）

（単位：N/mm^2）

部位	材料	設計事象	許容応力(一次＋二次応力) (注1) (注2)			
			圧縮･引張	曲 げ	せん断	座屈
鋼製 支持架台	炭素鋼 (SM490A)	Ⅰ＋1/2Ss450	564	564	324	279
埋め込み 金物	炭素鋼 (SS400)		－	450	258	－
基礎 ボルト	炭素鋼 (S45C)		－	－	－	－

(注1) 許容応力（一次＋二次応力）は次式で算出。

圧縮･引張　　：$3f_t = 3 \cdot F / 1.5$

曲 げ　　：$3f_b = 3 \cdot F / 1.5$

せん断　　：$3f_s = 3 \cdot F / (1.5\sqrt{3})$

座屈　　：$1.5f_c = 1.5 \cdot \{1 - 0.4(\lambda / \Lambda)^2\} \cdot (F / \nu)$

(注2) 基礎ボルトについてはJEAG4601-1987に従い，一次＋二次応力評価は行わない。

(7) 評価方法

1) 解析手順

解析手順は添付資料－３－１「2.2 キャスク支持架台の耐震性 (2) 輸送貯蔵兼用キャスク 6) 解析 ① 解析手順」と同一である。

2) 荷重条件の選定

貯蔵時において 1/2Ss450 地震力が作用する場合の荷重は次に示す組合せとする。

自重＋地震力

3) 荷重計算

鋼製支持架台の上部側は軸方向にスライドする機構を備えており，下部側はスライド機構を備えない固定型となるため，上部側に作用する荷重及び下部側に作用する荷重を個別に計算し，荷重ごとにより大きい方の値を設計値とする。

図４．２－２に示す鋼製支持架台 1 脚に作用するキャスクの自重(F_{WU}, F_{WL})は次式で表される。

$$F_{WU} = \frac{P_W}{2} \cdot \frac{b}{(a+b)}$$

$$F_{WL} = \frac{P_W}{2} \cdot \frac{a}{(a+b)}$$

$$P_W = W \cdot g$$

ここで,

F_{WU}：鋼製支持架台１脚（上部側）に作用するキャスクの自重(N)

F_{WL}：鋼製支持架台１脚（下部側）に作用するキャスクの自重(N)

P_W ：キャスク自重(N)

a ：キャスク重心から上部トラニオン軸心までの距離(＝[redacted] m)

b ：キャスク重心から下部トラニオン軸心までの距離(＝[redacted] m)

W ：キャスク設計質量(＝[redacted] g※)

g ：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

※ キャスク本体の質量に鋼製支持架台（4 脚，埋め込み金物含む）の質量を加えて丸めた合計質量をキャスク設計質量とする。

図４．２－２に示す鋼製支持架台 1 脚に作用する鉛直方向地震力(F_{VU}, F_{VL})は次式で表される。

$$F_{VU} = \frac{P_V}{2} \cdot \frac{b}{(a+b)}$$

$$F_{VL} = \frac{P_V}{2} \cdot \frac{a}{(a+b)}$$

$$P_V = W \cdot C_V \cdot g$$

ここで,

F_{VU}：鋼製支持架台１脚（上部側）に作用する鉛直方向地震力(N)

F_{VL}：鋼製支持架台１脚（下部側）に作用する鉛直方向地震力(N)

P_V ：キャスクに作用する鉛直方向地震力(N)

a ：キャスク重心から上部トラニオン軸心までの距離(＝[redacted] m)

b ：キャスク重心から下部トラニオン軸心までの距離(＝[redacted] m)

W ：キャスク設計質量(＝[redacted]kg※)

C_V ：鉛直方向震度（＝0.42）

g ：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

※ キャスク本体の質量に鋼製支持架台（4 脚，埋め込み金物含む）の質量を加えて丸めた合計質量をキャスク設計質量とする。

図４．２－２に示す鋼製支持架台１脚に作用する軸方向水平地震力(F_{HXU}, F_{HXL})は次式で表される。なお，上部側のトラニオン受けには，キャスク容器軸方向にスライドできる機構を備えており，軸方向水平地震力は作用しない。

$$F_{HXU} = 0$$

$$F_{HXL} = \frac{P_{HX}}{2}$$

$$P_{HX} = W \cdot C_H \cdot g$$

ここで,

F_{HXU}：鋼製支持架台１脚（上部側）に作用する軸方向水平地震力(N)

F_{HXL}：鋼製支持架台１脚（下部側）に作用する軸方向水平地震力(N)

P_{HX} ：キャスクに作用する軸方向水平地震力(N)

W ：キャスク設計質量(＝[redacted] g※)

C_H ：水平方向震度（＝0.67）

g ：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

※ キャスク本体の質量に鋼製支持架台（4 脚，埋め込み金物含む）の質量を加えて丸めた合計質量をキャスク設計質量とする。

図４．２－２に示す鋼製支持架台１脚に作用する軸直角方向水平地震力(F_{HYU}, F_{HYL})は次式で表される。なお，トラニオン受けには，鋼製支持架台に作用する軸直角方向荷重が，キャス

クから支持架台の方向にのみ作用する機構を備えている。

$$F_{HYU} = P_{HY} \cdot \frac{b}{(a+b)}$$

$$F_{HYL} = P_{HY} \cdot \frac{a}{(a+b)}$$

$$P_{HV} = W \cdot C_H \cdot g$$

ここで,

F_{HYU}：鋼製支持架台１脚（上部側）に作用する軸直角方向水平地震力(N)

F_{HYL}：鋼製支持架台１脚（下部側）に作用する軸直角方向水平地震力(N)

P_{HY} ：キャスクに作用する軸直角方向水平地震力(N)

a　：キャスク重心から上部トラニオン軸心までの距離(＝[redacted] m)

b　：キャスク重心から下部トラニオン軸心までの距離(＝[redacted] m)

W　：キャスク設計質量(＝[redacted] g※)

C_H ：水平方向震度（＝0.67）

g　：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

※　キャスク本体の質量に鋼製支持架台（4 脚，埋め込み金物含む）の質量を加えて丸めた合計質量をキャスク設計質量とする。

鋼製支持架台１脚に作用する荷重は表４．２－５の通りである。

表４．２－５　鋼製支持架台１脚に作用する荷重

（単位：N）

荷重種類	荷重		
	計算値		設計値
	上部側 （スライド機構有）	下部側 （スライド機構無）	
自重	3.20×10^5	2.93×10^5	3.20×10^5
鉛直方向地震力	1.35×10^5	1.24×10^5	1.35×10^5
軸方向水平地震力	－	4.11×10^5	4.11×10^5
軸直角方向水平地震力	4.29×10^5	3.93×10^5	4.29×10^5

4) 応力評価

① 鋼製支持架台（評価断面①）

自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力

A．一次応力

図４．２－３において自重のみによる軸応力（σ_{cW}），鉛直方向地震力による軸応力（σ_{cV}），軸方向水平地震力による軸応力（σ_{cHX}）と軸直角方向水平地震力による軸応力（σ_{cHY}）は次式で表される。

$$\sigma_{cW} = \frac{F_W}{B \cdot t}$$

$$\sigma_{cV} = \frac{F_V}{B \cdot t}$$

$$\sigma_{cHX} = 0 \quad ※1$$

$$\sigma_{cHY} = 0 \quad ※1$$

※1　σ_{cHX}は図４．２－３に示すF_{HX}に対して評価断面に対する軸方向（評価断面に対する垂直方向）応力を示す。F_{HX}は評価断面①に対して平行な荷重であるため，評価断面に対する軸方向応力は発生せず０となる。

σ_{cHY}も同様に図４．２－３に示すF_{HY}に対して評価断面に対する軸方向応力を示す。F_{HX}は評価断面①に対して平行な荷重であるため，評価断面に対する軸方向応力は発生せず０となる。

鉛直方向地震力による軸応力（σ_{cV}），軸方向水平地震力による軸応力（σ_{cHX}），軸直角方向水平地震力による軸応力（σ_{cHY}）の組合せ軸応力（σ_{cK}）は次式で表される。

$$\sigma_{cK} = \sqrt{{\sigma_{cV}}^2 + {\sigma_{cHX}}^2 + {\sigma_{cHY}}^2}$$

自重のみによる軸応力（σ_{cW}）と地震力同士の組合せ軸応力（σ_{cK}）との組み合わせ軸応力（σ_c）は次式で表される。

$$\sigma_c = |\sigma_{cW}| + \sigma_{cK}$$

図４．２－３において自重のみによる軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXW}），鉛直方向地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXV}），軸方向水平地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHX}）と軸直角方向水平地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHY}）は次式で表される。

$$\sigma_{bXW} = 0$$

$$\sigma_{bXV} = 0$$

$$\sigma_{bXHX} = 0$$

$$\sigma_{bXHY} = \frac{F_{HY} \cdot l_2}{B \cdot t^2/6}$$

鉛直方向地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXV}），軸方向水平地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHX}），軸直角方向水平地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHY}）の組合せ軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXK}）は次式で表される。

$$\sigma_{bXK} = \sqrt{{\sigma_{bXV}}^2 + {\sigma_{bXHX}}^2 + {\sigma_{bXHY}}^2}$$

自重のみによる軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXW}）と地震力同士の組合せ軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXK}）との組合せ軸方向まわり曲げ応力（σ_{bX}）は次式で表される。

$$\sigma_{bX} = |\sigma_{bXW}| + \sigma_{bXK}$$

図４．２－３において自重のみによる軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYW}），鉛直方向地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYV}），軸方向水平地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHX}）と軸直角方向水平地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHY}）は次式で表される。

$$\sigma_{bYW} = 0$$

$$\sigma_{bYV} = 0$$

$$\sigma_{bYHX} = \frac{F_{HX} \cdot l_1}{t \cdot B^2/6}$$

$$\sigma_{bYHY} = 0$$

鉛直方向地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYV}），軸方向水平地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHX}），軸直角方向水平地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHY}）の組合せ軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYK}）は次式で表される。

$$\sigma_{bYK} = \sqrt{{\sigma_{bYV}}^2 + {\sigma_{bYHX}}^2 + {\sigma_{bYHY}}^2}$$

自重のみによる軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYW}）と地震力同士の組合せ軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYK}）との組合せ軸方向まわり曲げ応力（σ_{bY}）は次式で表される。

$$\sigma_{bY} = |\sigma_{bYW}| + \sigma_{bYK}$$

図４．２－３において軸方向まわりの曲げ応力（σ_{bX}）と軸直角方向まわりの曲げ応力（σ_{bY}）の組合せ曲げ応力（σ_b）は次式で表される。

$$\sigma_b = \sigma_{bX} + \sigma_{bY}$$

図４．２－３において自重のみによる軸方向せん断応力（τ_{XW}），鉛直方向地震力による軸方向せん断応力（τ_{XV}），軸方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHX}）と軸直角方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHY}）は次式で表される。

$$\tau_{XW} = 0$$
$$\tau_{XV} = 0$$
$$\tau_{XHX} = \frac{F_{HX}}{B \cdot t}$$
$$\tau_{XHY} = 0$$

鉛直方向地震力による軸方向せん断応力（τ_{XV}），軸方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHX}），軸直角方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHY}）の組合せ軸方向せん断応力（τ_{XK}）は次式で表される。

$$\tau_{XK} = \sqrt{{\tau_{XV}}^2 + {\tau_{XHX}}^2 + {\tau_{XHY}}^2}$$

自重のみによる軸方向せん断応力（τ_{XW}）と地震力同士の組合せ軸方向せん断応力（τ_{XK}）との組合せ軸方向せん断応力（τ_X）は次式で表される。

$$\tau_X = |\tau_{XW}| + \tau_{XK}$$

図４．２－３において自重のみによる軸直角方向せん断応力（τ_{YW}），鉛直方向地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YV}），軸方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHX}）と軸直角方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHY}）は次式で表される。

$$\tau_{YW} = 0$$
$$\tau_{YV} = 0$$
$$\tau_{YHX} = 0 \quad ※2$$
$$\tau_{YHY} = \frac{F_{HY}}{B \cdot t}$$

※2　図４．２－３における，キャスクに対する軸方向荷重F_{HX}に対してキャスク軸方向水平地震力がかかる場合，評価断面の軸方向（F_{HX}と同じ方向）にせん断応力τ_{XHX}が発生する。この時F_{HX}に対して，キャスク軸直角方向にはせん断力は発生しないことからせん断応力τ_{YHX}＝0となる。

鉛直方向地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YV}），軸方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHX}），軸直角方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHY}）の組合せ軸直角方向せん断応力（τ_{YK}）は次式で表される。

$$\tau_{YK} = \sqrt{\tau_{YV}{}^2 + \tau_{YHX}{}^2 + \tau_{YHY}{}^2}$$

自重のみによる軸直角方向せん断応力（τ_{YW}）と地震力同士の組合せ軸直角方向せん断応力（τ_{YK}）との組合せ軸直角方向せん断応力（τ_{Y}）は次式で表される。

$$\tau_Y = |\tau_{YW}| + \tau_{YK}$$

図４．２－３において軸方向せん断応力（τ_X）と軸直角方向せん断応力（τ_Y）の組合せせん断応力（τ）は次式で表される。

$$\tau = \sqrt{\tau_X{}^2 + \tau_Y{}^2}$$

以上の軸応力（σ_c），曲げ応力（σ_b），平均せん断応力（τ）による組合せ応力（σ_T）は次式で表される。

$$\sigma_T = \sqrt{(\sigma_c + \sigma_b)^2 + 3 \cdot \tau^2}$$

ここで，

F_W ：図４．２－２に示す自重の設計用値（＝[redacted]）

F_V ：図４．２－２に示す鉛直方向地震力の設計用値（＝[redacted]）

F_{HX}：図４．２－２に示す軸方向水平地震力の設計用値（＝[redacted]）

F_{HY}：図４．２－２に示す軸直角方向水平地震力の設計用値（＝[redacted]）

B ：図４．２－３に示す評価断面の幅（＝[redacted] m）

t ：図４．２－３に示すトラニオン受部の板厚（＝[redacted] m）

l_1 ：図４．２－３に示す軸方向水平地震力に対するモーメントアーム（＝[redacted] m）

l_2 ：図４．２－３に示す軸直角方向水平地震力に対するモーメントアーム（＝[redacted] m）

B．一次＋二次応力

地震力のみによる引張・圧縮の応力範囲（$\Delta\sigma_c$），曲げの応力範囲（$\Delta\sigma_b$），せん断の応力範囲（$\Delta\tau$），及び座屈応力（σ_{bc}）※3は次式により表される。

なお，この部位では支圧応力，せん断座屈，曲げ座屈は生じないので圧縮応力に対する座屈応力を評価する。

$$\Delta\sigma_c = 2 \cdot \sigma_{cK}$$

$$\Delta\sigma_b = \sigma_{bXK} + 2 \cdot \sigma_{bYK} \quad ※4$$

$$\Delta\tau = 2 \cdot \tau_{XK} + \tau_{YK}$$

$$\sigma_{bc} = \sigma_c$$

※3　座屈応力σ_{bc}は図４．２－９の「原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG4601・補-1984）　支持構造物の許容応力」より一次＋二次応力とする。

※4　図４．２－２に示す通り，トラニオン受けには鋼製支持架台に作用する軸直角方向荷重が，キャスクから支持架台の方向にのみ作用する機構を備えている。そのため，軸直角方向水平地震力は１方向のみにしか作用しない。軸直角方向水平地震力によって発生する各応力，またはそれが支配的となる各応力は片振幅となることから，σ_{bYK}を２倍するのに対してσ_{bXK}は２倍しない。

② 鋼製支持架台（評価断面②）

自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力

A．一次応力

図４．２－４において自重のみによる軸応力（σ_{cW}），鉛直方向地震力による軸応力（σ_{cV}），軸方向水平地震力による軸応力（σ_{cHX}）と軸直角方向水平地震力による軸応力（σ_{cHY}）は次式で表される。

$$\sigma_{cW} = \frac{F_W}{B_1 \cdot t_1 + 2 \cdot B_2 \cdot t_2}$$

$$\sigma_{cV} = \frac{F_V}{B_1 \cdot t_1 + 2 \cdot B_2 \cdot t_2}$$

$$\sigma_{cHX} = 0$$

$$\sigma_{cHY} = 0$$

鉛直方向地震力による軸応力（σ_{cV}），軸方向水平地震力による軸応力（σ_{cHX}），軸直角方向水平地震力による軸応力（σ_{cHY}）の組合せ軸応力（σ_{cK}）は次式で表される。

$$\sigma_{cK} = \sqrt{{\sigma_{cV}}^2 + {\sigma_{cHX}}^2 + {\sigma_{cHY}}^2}$$

自重のみによる軸応力（σ_{cW}）と地震力同士の組合せ軸応力（σ_{cK}）との組み合わせ軸応力（σ_c）は次式で表される。

$$\sigma_c = |\sigma_{cW}| + \sigma_{cK}$$

図４．２－４において自重のみによる軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXW1}，σ_{bXW2}），鉛直方向地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXV1}，σ_{bXV2}），軸方向水平地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHX1}，σ_{bXHX2}）と軸直角方向水平地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHY1}，σ_{bXHY2}）は次式で表される。

$$\sigma_{bXW1} = \frac{F_w \cdot (L_1 - t_1/2)}{I_X} \cdot L_1 \quad \text{（トラニオン受側）}$$

$$\sigma_{bXW2} = \frac{F_w \cdot (L_1 - t_1/2)}{I_X} \cdot L_2 \quad \text{（リブ側）}$$

$$\sigma_{bXV1} = \frac{F_V \cdot (L_1 - t_1/2)}{I_X} \cdot L_1 \quad \text{（トラニオン受側）}$$

$$\sigma_{bXV2} = \frac{F_V \cdot (L_1 - t_1/2)}{I_X} \cdot L_2 \quad \text{（リブ側）}$$

$$\sigma_{bXHX1} = 0 \quad \text{（トラニオン受側）}$$

$$\sigma_{bXHX2} = 0 \quad \text{（リブ側）}$$

$$\sigma_{bXHY1} = \frac{F_{HY} \cdot l_2}{I_X} \cdot L_1$$ （トラニオン受側）

$$\sigma_{bXHY2} = \frac{F_{HY} \cdot l_2}{I_X} \cdot L_2$$ （リブ側）

鉛直方向地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXV1}，σ_{bXV2}），軸方向水平地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHX1}，σ_{bXHX2}），軸直角方向水平地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHY1}，σ_{bXHY2}）の組合せ軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXK1}，σ_{bXK2}）は次式で表される。

$$\sigma_{bXK1} = \sqrt{{\sigma_{bXV1}}^2 + {\sigma_{bXHX1}}^2 + {\sigma_{bXHY1}}^2}$$ （トラニオン受側）

$$\sigma_{bXK2} = \sqrt{{\sigma_{bXV2}}^2 + {\sigma_{bXHX2}}^2 + {\sigma_{bXHY2}}^2}$$ （リブ側）

自重のみによる軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXW1}，σ_{bXW2}）と地震力同士の組合せ軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXK1}，σ_{bXK2}）との組合せ軸方向まわり曲げ応力（σ_{bX1}，σ_{bX2}）は次式で表される。

$$\sigma_{bX1} = |\sigma_{bXW1}| + \sigma_{bXK1}$$ （トラニオン受側）

$$\sigma_{bX2} = |\sigma_{bXW2}| + \sigma_{bXK2}$$ （リブ側）

図４．２－４において自重のみによる軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYW1}，σ_{bYW2}），鉛直方向地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYV1}，σ_{bYV2}），軸方向水平地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHX1}，σ_{bYHX2}）と軸直角方向水平地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHY1}，σ_{bYHY2}）は次式で表される。

$$\sigma_{bYW1} = 0$$ （トラニオン受側）

$$\sigma_{bYW2} = 0$$ （リブ側）

$$\sigma_{bYV1} = 0$$ （トラニオン受側）

$$\sigma_{bYV2} = 0$$ （リブ側）

$$\sigma_{bYHX1} = \frac{F_{HX} \cdot l_1}{I_Y} \cdot L_3$$ （トラニオン受側）

$$\sigma_{bYHX2} = \frac{F_{HX} \cdot l_1}{I_Y} \cdot L_4$$ （リブ側）

$$\sigma_{bYHY1} = 0$$ （トラニオン受側）

$$\sigma_{bYHY2} = 0$$ （リブ側）

鉛直方向地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYV1}，σ_{bYV2}），軸方向水平地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHX1}，σ_{bYHX2}），軸直角方向水平地震力による軸直角方

向まわり曲げ応力（σ_{bYHY1}，σ_{bYHY2}）の組合せ軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYK1}，σ_{bYK2}）は次式で表される。

$$\sigma_{bYK1} = \sqrt{{\sigma_{bYV1}}^2 + {\sigma_{bYHX1}}^2 + {\sigma_{bYHY1}}^2}$$ （トラニオン受側）

$$\sigma_{bYK2} = \sqrt{{\sigma_{bYV2}}^2 + {\sigma_{bYHX2}}^2 + {\sigma_{bYHY2}}^2}$$ （リブ側）

自重のみによる軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYW1}，σ_{bYW2}）と地震力同士の組合せ軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYK1}，σ_{bYK2}）との組合せ軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bY1}，σ_{bY2}）は次式で表される。

$$\sigma_{bY1} = |\sigma_{bYW1}| + \sigma_{bYK1}$$ （トラニオン受側）

$$\sigma_{bY2} = |\sigma_{bYW2}| + \sigma_{bYK2}$$ （リブ側）

図４．２－４において軸方向まわりの曲げ応力（σ_{bX1}，σ_{bX2}）と軸直角方向まわりの曲げ応力（σ_{bY1}，σ_{bY2}）の組合せ曲げ応力（σ_{b1}，σ_{b2}）は次式で表される。

$$\sigma_{b1} = \sigma_{bX1} + \sigma_{bY1}$$ （トラニオン受側）

$$\sigma_{b2} = \sigma_{bX2} + \sigma_{bY2}$$ （リブ側）

図４．２－４において自重のみによる軸方向せん断応力（τ_{XW}），鉛直方向地震力による軸方向せん断応力（τ_{XV}），軸方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHX}）と軸直角方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHY}）は次式で表される。

$$\tau_{XW} = 0$$

$$\tau_{XV} = 0$$

$$\tau_{XHX} = \frac{F_{HX}}{B_1 \cdot t_1 + 2 \cdot B_2 \cdot t_2}$$

$$\tau_{XHY} = 0$$

鉛直方向地震力による軸方向せん断応力（τ_{XV}），軸方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHX}），軸直角方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHY}）の組合せ軸方向せん断応力（τ_{XK}）は次式で表される。

$$\tau_{XK} = \sqrt{{\tau_{XV}}^2 + {\tau_{XHX}}^2 + {\tau_{XHY}}^2}$$

自重のみによる軸方向せん断応力（τ_{XW}）と地震力同士の組合せ軸方向せん断応力（τ_{XK}）との組合せ軸方向せん断応力（τ_X）は次式で表される。

$$\tau_X = |\tau_{XW}| + \tau_{XK}$$

図４．２－４において自重のみによる軸直角方向せん断応力（τ_{YW}），鉛直方向地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YV}），軸方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHX}）と軸直角方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHY}）は次式で表される。

$$\tau_{YW} = 0$$

$$\tau_{YV} = 0$$

$$\tau_{YHX} = 0$$

$$\tau_{YHY} = \frac{F_{HY}}{B_1 \cdot t_1 + 2 \cdot B_2 \cdot t_2}$$

鉛直方向地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YV}），軸方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHX}），軸直角方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHY}）の組合せ軸直角方向せん断応力（τ_{YK}）は次式で表される。

$$\tau_{YK} = \sqrt{{\tau_{YV}}^2 + {\tau_{YHX}}^2 + {\tau_{YHY}}^2}$$

自重のみによる軸直角方向せん断応力（τ_{YW}）と地震力同士の組合せ軸直角方向せん断応力（τ_{YK}）との組合せ軸直角方向せん断応力（τ_Y）は次式で表される。

$$\tau_Y = |\tau_{YW}| + \tau_{YK}$$

図４．２－４において軸方向せん断応力（τ_X）と軸直角方向せん断応力（τ_Y）の組合せせん断応力（τ）は次式で表される。

$$\tau = \sqrt{{\tau_X}^2 + {\tau_Y}^2}$$

以上の軸応力（σ_c），組合せ曲げ応力（σ_{b1}，σ_{b2}），平均せん断応力（τ）による組合せ応力（σ_{T1}，σ_{T2}）は次式で表される。

$$\sigma_{T1} = \sqrt{(\sigma_c + \sigma_{b1})^2 + 3 \cdot \tau^2} \qquad \text{（トラニオン受側）}$$

$$\sigma_{T2} = \sqrt{(\sigma_c + \sigma_{b2})^2 + 3 \cdot \tau^2} \qquad \text{（リブ側）}$$

ここで,

F_W ：図４．２－２に示す自重の設計用値(＝[redacted])

F_V ：図４．２－２に示す鉛直方向地震力の設計用値(＝[redacted])

F_{HX}：図４．２－２に示す軸方向水平地震力の設計用値(＝[redacted])

F_{HY}：図４．２－２に示す軸直角方向水平地震力の設計用値(＝[redacted])

B_1 ：図４．２－４に示すトラニオン受部の幅(＝[redacted] m)

B_2 ：図４．２－４に示すリブの幅(＝[redacted] m)

t_1 ：図４．２－４に示すトラニオン受部の板厚(＝[redacted] m)

t_2 ：図４．２－４に示すリブの板厚(＝[redacted] m)

L_1 ：図４．２－４に示す中立軸（X 軸）からトラニオン受け端部までの Y 方向距離(＝[redacted] m)

L_2 ：図４．２－４に示す中立軸（X 軸）からリブ端部までの Y 方向距離(＝[redacted] m)

L_3 ：図４．２－４に示す中立軸（Y 軸）からトラニオン受け端部までの X 方向距離，L_3’及びL_3”の大きい方の値(＝[redacted] m)

L_4 ：図４．２－４に示す中立軸（Y 軸）からリブ端部までの X 方向距離，L_4’及びL_4”の大きい方の値(＝[redacted] m)

l_1 ：図４．２－４に示す軸方向水平地震力に対するモーメントアーム(＝[redacted] m)

l_2 ：図４．２－４に示す軸直角方向水平地震力に対するモーメントアーム(＝[redacted] m)

I_X ：図４．２－４に示す断面の中立軸（X 軸）に関する断面二次モーメント(＝[redacted] mm^4)

I_Y ：図４．２－４に示す断面の中立軸（Y 軸）に関する断面二次モーメント(＝[redacted] mm^4)

B．一次＋二次応力

地震力のみによる引張・圧縮の応力範囲（$\Delta\sigma_c$），曲げの応力範囲（$\Delta\sigma_{b1}$，　$\Delta\sigma_{b2}$），せん断の応力範囲（$\Delta\tau$），及び座屈応力（σ_{bc}）は次式により表される。

なお，この部位では支圧応力，せん断座屈，曲げ座屈は生じないので圧縮応力に対する座屈応力を評価する。

$$\Delta\sigma_c = 2\cdot\sigma_{cK}$$

$$\Delta\sigma_{b1} = \sigma_{bXK1} + 2\cdot\sigma_{bYK1}$$　（トラニオン受側）

$$\Delta\sigma_{b2} = \sigma_{bXK2} + 2\cdot\sigma_{bYK2}$$　（リブ側）

$$\Delta\tau = 2\cdot\tau_{XK} + \tau_{YK}$$

$$\sigma_{bc} = \sigma_c$$

③　鋼製支持架台（評価断面③）

自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力

A．一次応力

図４．２－５において自重，鉛直方向地震力，軸方向水平地震力及び軸直角方向水平地震力により基礎ボルトから引張力を受けて発生する曲げ応力（σ_{bb}），コンクリート支持架台から圧縮力を受けて発生する曲げ応力（σ_{bc}）は次式で表される。なお，この部位では曲げ応力が支配的となり圧縮応力が本体に及ぼす影響は小さいため，圧縮応力は評価対象外とする。

$$\sigma_{bb} = \frac{T \cdot L_1}{B \cdot t^2/6}$$

$$\sigma_{bc} = \frac{\sigma_{cT} \cdot {L_2}^2/2}{t^2/6}$$

$$T = \sigma_{tT} \cdot A_m$$

ここで，

σ_{tT}：図４．２－５に示す基礎ボルトに発生する本荷重条件下における引張応力(N/mm^2)

σ_{cT}：図４．２－５に示すコンクリートに発生する本荷重条件下における圧縮応力(N/mm^2)

T　：図４．２－５に示す基礎ボルトに発生する本荷重条件下における引張力(N)

t　：図４．２－５に示す鋼製支持架台底板の板厚(＝[redacted] m)

B　：図４．２－５に示す基礎ボルトから引張力を受けて発生する曲げ応力の評価断面幅(＝[redacted] m)

L_1　：図４．２－５に示す基礎ボルトから引張力を受けて発生する曲げモーメントのモーメントアーム長さ(＝[redacted] m)

L_2　：図４．２－５に示すコンクリートから圧縮力を受ける長さ(＝[redacted] m)

A_m　：基礎ボルト（呼び径 M36）断面積(＝[redacted] m^2)

図４．２－５において自重，鉛直方向地震力，軸方向水平地震力及び軸直角方向水平地震力により基礎ボルトから引張力を受けて発生する平均せん断応力（τ_b），コンクリート支持架台から圧縮力を受けて発生する平均せん断応力（τ_c）は次式で表される。

$$\tau_b = \frac{T}{B \cdot t}$$

$$\tau_c = \frac{\sigma_{cT} \cdot L_2}{t}$$

ここで，各記号は上記と同様である。

以上の曲げ応力（σ_{bb}，σ_{bc}），平均せん断応力（τ_b，τ_c）による組合せ応力（σ_b，σ_c）は次式で表される。

$$\sigma_b = \sqrt{{\sigma_{bb}}^2 + 3 \cdot {\tau_b}^2}$$
$$\sigma_c = \sqrt{{\sigma_{bc}}^2 + 3 \cdot {\tau_c}^2}$$

B．一次＋二次応力

地震力のみによる曲げの応力範囲（$\Delta\sigma_b$），せん断の応力範囲（$\Delta\tau$）は次式により表される。なお，この部位では圧縮応力，支圧応力，せん断座屈，曲げ座屈は評価対象外とする。

$$\Delta\sigma_b = \sigma_{bb} + \sigma_{bc}$$
$$\Delta\tau = \tau_b + \tau_c$$

④　埋め込み金物

自重及び鉛直方向地震力により埋め込み金物に発生する応力は微小であるためこれらの荷重は無視する。したがって，軸方向水平地震力及び軸直角方向水平地震力により発生する応力を計算する。

自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力

A．一次応力

自重及び鉛直方向地震力は無視する。

図４．２－６において軸方向水平地震力による発生する軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHX}）と軸直角方向水平地震力により発生する軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHY}）は次式で表される。

$$\sigma_{bXHX} = 0$$

$$\sigma_{bXHY} = \frac{F_{HY} \cdot H/2}{(L - 4 \cdot t) \cdot t^2/6}$$

（内側シアプレート）

（内側シアプレート）

軸方向水平地震力により発生する軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHX}）と軸直角方向水平地震力により発生する軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHY}）の組合せ軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXK}）は次式で表される。

$$\sigma_{bXK} = \sqrt{{\sigma_{bXHX}}^2 + {\sigma_{bXHY}}^2}$$

（内側シアプレート）

図４．２－６において軸方向水平地震力により発生する軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHX1}），軸方向水平地震力作用点の偏心により発生する最大曲げ応力（σ_{bYHX2}），その組合せ曲げ応力（σ_{bYHX}）と軸直角方向水平地震力により発生する軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHY}）は次式で表される。

$$\sigma_{bYHX1} = \frac{F_{HX} \cdot H/2}{4 \cdot B \cdot t^2/6}$$

（外側シアプレート）

$$\sigma_{bYHX2} = \sigma_{bYHX1} \cdot \frac{\tau_{XHX2}}{\tau_{XHX1}}$$

（外側シアプレート）

$$\sigma_{bYHX} = \sigma_{bYHX1} + \sigma_{bYHX2}$$

（外側シアプレート）

$$\sigma_{bYHY} = 0$$

（外側シアプレート）

軸方向水平地震力により発生する軸直角方向まわり組合せ曲げ応力（σ_{bYHX}）と軸直角方向水平地震力により発生する軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHY}）の組合せ軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYK}）は次式で表される。

$$\sigma_{bYK} = \sqrt{{\sigma_{bYHX}}^2 + {\sigma_{bYHY}}^2}$$ （外側シアプレート）

図４．２－６において軸方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHX1}）と軸直角方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHY1}）のは次式で表される。

$$\tau_{XHX1} = \frac{F_{HX}}{4 \cdot B \cdot t}$$ （外側シアプレート）

$$\tau_{XHY1} = 0$$ （外側シアプレート）

軸方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHX1}）と軸直角方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHY1}）の組合せ軸方向せん断応力（τ_{X1}）は次式で表される。

$$\tau_{X1} = \sqrt{{\tau_{XHX1}}^2 + {\tau_{XHY1}}^2}$$ （外側シアプレート）

図４．２－６において軸方向水平地震力作用点の偏心による最大ねじりせん断応力（τ_{XHX2}）と軸直角方向水平地震力によるねじりせん断応力（τ_{XHY2}）は次式で表される。

$$\tau_{XHX2} = \frac{F_{HX} \cdot l}{I_p} \cdot r_{max}$$ （外側シアプレート）

$$\tau_{XHY2} = 0$$ （外側シアプレート）

軸方向水平地震力作用点の偏心による最大ねじりせん断応力（τ_{XHX2}）と軸直角方向水平地震力によるねじりせん断応力（τ_{XHY2}）の組合せねじりせん断応力（τ_{X2}）は次式で表される。

$$\tau_{X2} = \sqrt{{\tau_{XHX2}}^2 + {\tau_{XHY2}}^2}$$ （外側シアプレート）

外側シアプレートにおける軸方向せん断応力（τ_{X1}）とねじりせん断応力（τ_{X2}）の組合せせん断応力（τ_{X}）は次式で表される。

$$\tau_X = \tau_{X1} + \tau_{X2}$$ （外側シアプレート）

図４．２－６において軸方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHX}）と軸直角方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHY}）は次式で表される。

$$\tau_{YHX} = 0$$ （内側シアプレート）

$$\tau_{YHY} = \frac{F_{HY}}{(L - 4 \cdot t) \cdot t}$$ （内側シアプレート）

軸方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHX}）と軸直角方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHY}）の組合せ軸直角方向せん断応力（τ_{Y}）は次式で表される。

$$\tau_Y = \sqrt{{\tau_{YHX2}}^2+{\tau_{YHY2}}^2}$$

（内側シアプレート）

以上の曲げ応力（σ_{bXK}，σ_{bYK}），平均せん断応力（τ_X，τ_Y）による組合せ応力（σ_{T1}，σ_{T2}）は次式で表される。

$$\sigma_{T1} = \sqrt{{\sigma_{bYK}}^2 + 3 \cdot {\tau_X}^2}$$ （外側シアプレート）

$$\sigma_{T2} = \sqrt{{\sigma_{bXK}}^2 + 3 \cdot {\tau_Y}^2}$$ （内側シアプレート）

ここで,

F_{HX}：図４．２－２に示す軸方向水平地震力の設計用値(＝[redacted])

F_{HY}：図４．２－２に示す軸直角方向水平地震力の設計用値(＝[redacted])

H　：図４．２－６に示すシアプレート部の高さ(＝[redacted] m)

B　：図４．２－６に示すシアプレート部の幅(＝[redacted] m)

L　：図４．２－６に示すシアプレート部の幅(＝[redacted] m)

t　：図４．２－６に示すシアプレート部の板厚(＝[redacted] m)

τ_{XHX1}：図４．２－６において軸方向水平地震力により発生する軸方向平均せん断応力(N/mm^2)

τ_{XHX2}：図４．２－６において軸方向水平地震力作用点の偏心により発生する最大ねじりせん断応力（N/mm^2）

l　：図４．２－６において軸方向水平地震力作用点から捩りせん断中心までのＹ方向距離（＝[redacted] m）

I_P　：図４．２－６に示すシアプレートの断面極二次モーメント(＝[redacted] m^4)

r_{max}　：図４．２－６に示す捩りせん断中心からシアプレートまでの最大距離(＝[redacted] m)

Ｂ．一次＋二次応力

地震力のみによる曲げの応力範囲（$\Delta\sigma_{b1}$，$\Delta\sigma_{b2}$），せん断の応力範囲（$\Delta\tau_1$，$\Delta\tau_2$）は次式により表される。なお，この部位では圧縮応力，支圧応力，せん断座屈，曲げ座屈は生じない。

$$\Delta\sigma_{b1} = 2 \cdot \sigma_{bYK}$$ （外側シアプレート）

$$\Delta\sigma_{b2} = \sigma_{bXK}$$ （内側シアプレート）

$$\Delta\tau_1 = 2 \cdot \tau_X$$ （外側シアプレート）

$$\Delta\tau_2 = \tau_Y$$ （内側シアプレート）

⑤ 基礎ボルト

自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力

A．一次応力

基礎ボルトに発生する組合せ引張応力（σ_t）及び組合せせん断応力（τ）は次式で表される。

$$\sigma_t = |\sigma_{tW}| + \sqrt{{\sigma_{tV}}^2 + {\sigma_{tHX}}^2 + {\sigma_{tHY}}^2}$$
$$\tau = |\tau_W| + \sqrt{{\tau_V}^2 + {\tau_{HX}}^2 + {\tau_{HY}}^2}$$

ここで，

σ_{tW} ：自重により発生する引張応力(N/mm^2)

σ_{tV} ：鉛直方向地震力により発生する引張応力(N/mm^2)

σ_{tHX}：軸方向水平地震力により発生する引張応力(N/mm^2)

σ_{tHY}：軸直角方向水平地震力により発生する引張応力(N/mm^2)

τ_W ：自重により発生するせん断応力(N/mm^2)

τ_V ：鉛直方向地震力により発生するせん断応力(N/mm^2)

τ_{HX} ：軸方向水平地震力により発生するせん断応力(N/mm^2)

τ_{HY} ：軸直角方向水平地震力により発生するせん断応力(N/mm^2)

なお，各値の計算は以下に示す。

a．自重による引張応力

図４．２－７（１）において自重により基礎ボルトに発生する引張応力（σ_{tW}）は，鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（2010 年版）より次式で表される。

$$\sigma_{tW} = \sigma_{cW} \cdot n \cdot \frac{(D - d_t - X_n)}{X_n} \cdot \frac{A_b}{A_m}$$
$$\sigma_{cW} = N \cdot X_n / S_n$$
$$S_n = [{X_{n1}}^2/2 - n \cdot P_t \cdot (1 - d_{t1} - X_{n1})] \cdot b \cdot D^2$$
$$I_n = [{X_{n1}}^3/3 + n \cdot P_t \cdot (1 - d_{t1} - X_{n1})^2] \cdot b \cdot D^3$$
$$X_{n1} = X_n / D$$
$$d_{t1} = d_t / D$$
$$P_t = a_t / (b \cdot D)$$
$$a_t = A_b \cdot N_b$$

ここで，

σ_{cW}：図４．２－７（１）に示すコンクリートの最大圧縮応力(N/mm^2)

n ：ヤング係数比(＝15)

D　：図４．２－７（１）に示す断面高さ(＝[redacted] m)

b　：図４．２－７（１）に示す断面幅(＝[redacted] m)

d_t　：図４．２－７（１）に示す引張側ボルトに関する距離(＝[redacted] m)

d_{t1}：引張側ボルトに関する係数(－)

X_n　：図４．２－７（１）に示す中立軸距離(mm)を表し，次式を満足する値

$$X_n - D/2 + e = I_n/S_n$$

ただし，e：図４．２－７（１）に示す鉛直力偏心距離(＝[redacted] m)

X_{n1}　：中立軸比（－）

N　：図４．２－７（１）に示す鉛直力であり，次式により算出した値(N)

N＝[自重の設計用値]（＝[redacted] ）

a_t　：有効ボルト総断面積(mm^2)

P_t　：引張鉄筋比(－)

A_b　：基礎ボルト有効断面積(＝[redacted] m^2)

A_m　：基礎ボルト呼び径断面積(＝[redacted] m^2)

N_b　：有効引張側ボルト本数(＝[redacted]本)

S_n　：有効等価断面一次モーメント(mm^3)

I_n　：有効等価断面二次モーメント(mm^4)

b．鉛直方向地震力による引張応力

図４．２－７（２）において鉛直方向地震力により基礎ボルトに発生する引張応力（σ_{tV}）は，鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（2010 年版）より次式で表される。

$$\sigma_{tV} = \sigma_{cV} \cdot n \cdot \frac{(D - d_t - X_n)}{X_n} \cdot \frac{A_b}{A_m}$$

$$\sigma_{cV} = N \cdot X_n / S_n$$

$$S_n = [{X_{n1}}^2/2 - n \cdot P_t \cdot (1 - d_{t1} - X_{n1})] \cdot b \cdot D^2$$

$$I_n = [{X_{n1}}^3/3 + n \cdot P_t \cdot (1 - d_{t1} - X_{n1})^2] \cdot b \cdot D^3$$

$$X_{n1} = X_n / D$$

$$d_{t1} = d_t / D$$

$$P_t = a_t / (b \cdot D)$$

$$a_t = A_b \cdot N_b$$

ここで,

σ_{cV}：図４．２－７（２）に示すコンクリートの最大圧縮応力(N/mm^2)

n　：ヤング係数比(＝15)

D　：図４．２－７（２）に示す断面高さ(＝[redacted] m)

b　：図４．２－７（２）に示す断面幅(＝[redacted] m)

d_t ：図４．２－７（２）に示す引張側ボルトに関する距離(＝[redacted] m)

d_{t1} ：引張側ボルトに関する係数(－)

X_n ：図４．２－７（２）に示す中立軸距離（mm）を表し，次式を満足する値

$$X_n - D/2 + e = I_n/S_n$$

ただし，e：図４．２－７（２）に示す鉛直力偏心距離(＝[redacted] m)

X_{n1} ：中立軸比(－)

N ：図４．２－７（２）に示す鉛直力であり，次式により算出した値(N)

N＝[鉛直方向地震力の設計用値]（＝[redacted]）

a_t ：有効ボルト総断面積(mm^2)

P_t ：引張鉄筋比(－)

A_b ：基礎ボルト有効断面積(＝[redacted] m^2)

A_m ：基礎ボルト呼び径断面積(＝[redacted] m^2)

N_b ：有効引張側ボルト本数(＝[redacted]本)

S_n ：有効等価断面一次モーメント(mm^3)

I_n ：有効等価断面二次モーメント(mm^4)

c．軸方向水平地震力による引張応力

図４．２－７（３）において軸方向水平地震力により基礎ボルトに発生する引張応力（σ_{tHX}）は，鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（2010 年版）より次式で表される。

$$\sigma_{tHX} = \frac{F_{HX} \cdot l_1}{I} \cdot n \cdot (d - X_n) \cdot \frac{A_b}{A_m}$$

$$\sigma_{cHX} = \frac{F_{HX} \cdot l_1}{I} \cdot X_n$$

$$X_{n1} = -n \cdot P_t + \sqrt{n \cdot P_t \cdot (2 + n \cdot P_t)}$$

$$X_n = d \cdot X_{n1}$$

$$a_t = A_b \cdot N_b$$

$$P_t = a_t/(b \cdot d)$$

ここで,

σ_{cHX}：図４．２－７（３）に示すコンクリートの最大圧縮応力(N/mm^2)

F_{HX} ：図４．２－２に示す軸方向水平地震力の設計用値(＝[redacted])

I ：断面の断面二次モーメント(＝[redacted]mm^4)

n ：ヤング係数比(＝15)

l_1 ：軸方向水平地震力作用点から鋼製支持架台下面までのＺ方向距離(＝[redacted] m)

b ：図４．２－７（３）に示す断面幅(＝[redacted] m)

d ：図４．２－７（３）に示す断面有効高さ(＝[redacted] m)

X_n　：図４．２－７（３）に示す中立軸距離(mm)
X_{n1}　：中立軸比(－)
a_t　：有効ボルト総断面積(mm^2)
P_t　：引張鉄筋比(－)
A_b　：基礎ボルト有効断面積(＝[redacted] m^2)
A_m　：基礎ボルト呼び径断面積(＝[redacted] m^2)
N_b　：有効引張側ボルト本数(＝[redacted] 本)

d. 軸直角方向水平地震力による引張応力

図４．２－７（４）において軸直角方向水平地震力により基礎ボルトに発生する引張応力（σ_{tHY}）は，鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（2010 年版）より次式で表される。

$$\sigma_{tHY} = \frac{F_{HY} \cdot l_2}{I} \cdot n \cdot (d - X_n) \cdot \frac{A_b}{A_m}$$

$$\sigma_{cHY} = \frac{F_{HY} \cdot l_2}{I} \cdot X_n$$

$$X_{n1} = -n \cdot P_t + \sqrt{n \cdot P_t \cdot (2 + n \cdot P_t)}$$

$$X_n = d \cdot X_{n1}$$

$$a_t = A_b \cdot N_b$$

$$P_t = a_t / (b \cdot d)$$

ここで,

σ_{cHY}：図４．２－７（４）に示すコンクリートの最大圧縮応力(N/mm^2)
F_{HY}　：図４．２－２に示す軸直角方向水平地震力の設計用値(＝[redacted])
I　：断面の断面二次モーメント(＝[redacted]mm^4)
n　：ヤング係数比(＝15)
l_2　：図４．２－７（４）に示す軸直角方向水平地震力作用点から鋼製支持架台下面までのＺ方向距離(＝[redacted] m)
b　：図４．２－７（４）に示す断面幅(＝[redacted] m)
d　：図４．２－７（４）に示す断面有効高さ(＝[redacted] m)
X_n　：図４．２－７（４）に示す中立軸距離(mm)
X_{n1}　：中立軸比(－)
a_t　：有効ボルト総断面積(mm^2)
P_t　：引張鉄筋比(－)
A_b　：基礎ボルト有効断面積(＝[redacted] m^2)
A_m　：基礎ボルト呼び径断面積(＝[redacted] m^2)

N_b　：有効引張側ボルト本数(＝[redacted]本)

e. 自重及び鉛直方向地震力によるせん断応力

自重による基礎ボルトの平均せん断応力（τ_W）と鉛直方向地震力による基礎ボルトの平均せん断応力（τ_V）は発生しない。

$$\tau_W = 0$$
$$\tau_V = 0$$

f. 軸方向水平地震力によるせん断応力

軸方向水平地震力により基礎ボルトに発生する平均せん断応力（τ_{HX1}），軸方向水平地震力作用点が図４．２－７（３）に示す基礎ボルト重心位置から偏心していることにより発生する最大ねじりせん断応力（τ_{HX2}）及び軸方向水平地震力による組合せせん断応力（τ_{HX}）は次式で表される。

$$\tau_{HX} = \tau_{HX1} + \tau_{HX2}$$
$$\tau_{HX1} = \frac{F_{HX}}{A_b \cdot N_{bs}}$$
$$\tau_{HX2} = \frac{F_{HX} \cdot l_3}{I_p} \cdot r_{max}$$

ここで,

F_{HX} ：図４．２－２に示す軸方向水平地震力の設計用値(＝[redacted])

N_{bs} ：図４．２－７（３）に示す基礎ボルト本数(＝[redacted]本)

A_b ：図４．２－７（３）に示す基礎ボルト有効断面積(＝[redacted] m^2)

I_p ：図４．２－７（３）に示す基礎ボルトの断面二次極モーメント(＝[redacted] mm^4)

l_3 ：図４．２－７（３）に示す軸方向水平地震力作用点から基礎ボルト有効断面の図心位置（捩りせん断中心）までのＹ方向距離(＝[redacted] m)

r_{max}：上記図心位置から基礎ボルトまでの最大距離(＝[redacted] m)

g. 軸直角方向水平地震力によるせん断応力

軸直角方向水平地震力により基礎ボルトに発生する平均せん断応力（τ_{HY}）は次式で表される。

$$\tau_{HY} = \frac{F_{HY}}{A_b \cdot N_{bs}}$$

ここで,

F_{HY} ：図４．２－２に示す軸直角方向水平地震力の設計用値（＝[redacted]）

N_{bs} ：図４．２－７（４）に示す基礎ボルト本数（＝[redacted]本）

A_b ：図４．２－７（４）に示す基礎ボルト有効断面積(＝[redacted] m^2)

Ｂ．一次＋二次応力

基礎ボルトについては一次＋二次応力評価を行わない。

⑥　コンクリート支持架台

自重＋鉛直方向地震力＋軸方向地震力＋軸直角方向地震力

Ａ．鋼製支持架台から受ける荷重または応力

a．荷重計算

鋼製支持架台に作用する各荷重は以下に示す経路でコンクリート支持架台に伝達する。

・圧縮力：鋼製支持架台底板部からコンクリート支持架台に伝達

・引張力：基礎ボルトからコンクリート支持架台に伝達

・水平力（せん断力）：基礎ボルトから埋め込み金物に伝達し，埋め込み金物のシアプレート部から支圧（圧縮）によりコンクリート支持架台に伝達

コンクリート支持架台に作用する荷重または応力（圧縮，引張，支圧）は①．～⑤．の応力計算結果より引用し算出する。

b．許容値基準

鋼製支持架台に作用する各荷重は以下に示す経路でコンクリート支持架台に伝達する。

(a)　許容圧縮応力度

コンクリート支持架台の許容圧縮応力度は「原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG4601・補-1984）」に従い以下の通り算出する。

許容圧縮応力度：$0.75F_c=0.75\times24.0=18.0N/mm^2$

(b)　許容引張荷重

コンクリート支持架台の許容引張荷重は，「原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG4601-1991　追補版）に従い，図４．２－８に示すコンクリートのコーン状破壊面の有効投影面積内に配筋されたせん断補強筋を考慮して算出する。なお，せん断補強筋の効果を考慮するのは設計事象Ⅰ＋1/2Ss450（供用状態Ｄ（ⅣＡＳ））のときのみであり，鉄筋比が0.4%以上であることを考慮する。

許容引張荷重（p_a）は次式で表される。

$$p \leqq p_a = MIN[1.5p_{a1},\ p_{a2}]$$

$$p_{a1} = 0.31\times K_1\times A_c\times\sqrt{F_c}$$

$$p_{a2} = K_2\times \alpha_c\times A_0\times F_c$$

ここで，

p　：基礎ボルト１本あたりの引張荷重（N）

p_a　：設計事象Ⅰ＋1/2Ss450（供用状態Ｄ（ⅣＡＳ））における基礎ボルト１本あたりのコンクリート部の許容引張荷重（せん断補強筋を考慮）（N）

p_{a1}：コンクリートがコーン状破壊する場合の許容引張荷重（N）

p_{a2}：コンクリートが支圧破壊する場合の許容引張荷重（N）

K_1 ：コーン状破壊する場合の引張耐力の低減係数（＝[redacted]）

K_2 ：支圧破壊する場合の引張耐力の低減係数（ [redacted]）

F_c ：コンクリートの設計基準強度（＝[redacted]）

A_c ：コーン状破壊面の有効投影面積（群状配置）（図４．２－８参照）

D ：基礎ボルト頭部直径（＝[redacted] m）

d ：基礎ボルト呼び径（＝[redacted] m）

A_0 ：支圧面積＝π／4×(D^2-d^2) (mm^2)

α_c ：支圧面積と有効投影面積から定まる係数＝Min[$(A_c/A_0)^{0.5}$,10]（－）

(c) 許容支圧応力度

シアプレート部からコンクリート支持架台に作用する支圧の評価は，圧縮に対する評価として行う。したがって，許容支圧応力度は(a)と同様となり，以下の通り算出する。

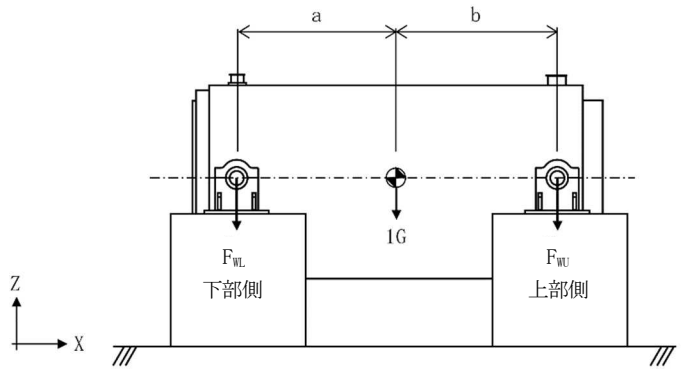
許容支圧応力度：$0.75F_c=0.75\times24.0=18.0N/mm^2$

B．コンクリート支持架台下端の荷重

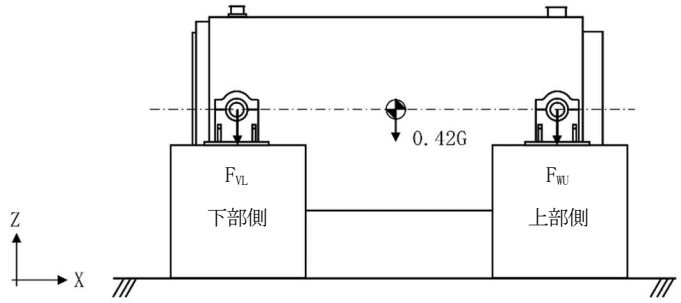
コンクリート支持架台の下端に発生する荷重は表４．２－６の通りである。これらの荷重を用いて「コンクリート標準示方書　設計編（2007)」に基づき部材に発生する断面力を断面力計算プログラムを用いて算出し，曲げ耐力・せん断耐力と比較することで評価を行う。

表４．２－６　コンクリート支持架台下端における荷重

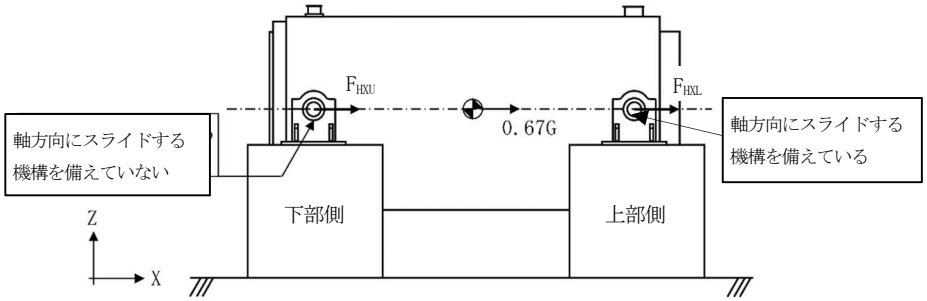
		軸水平方向(EW 方向)			軸直角方向(NS 方向)		
		鉛直力	水平力	モーメント	鉛直力	水平力	モーメント
		(kN)	(kN)	(kN･m)	(kN)	(kN)	(kN･m)
1/2Ss 地震時	キャスク	455.00	411.00	167.00	455.00	429.00	243.00
	キャスク水平力によるモーメント	－	－	487.04	－	－	508.37
	コンクリート支持架台	47.27	25.67	10.29	47.27	25.67	10.29
	合計	502.27	436.67	664.33	502.27	454.67	761.66



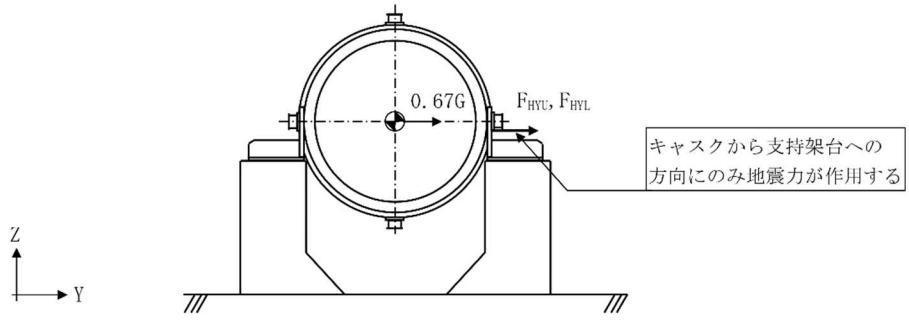
自　重



鉛直方向地震力



軸方向水平地震力



軸直角方向水平地震力

図４．２－２　鋼製支持架台に作用する荷重

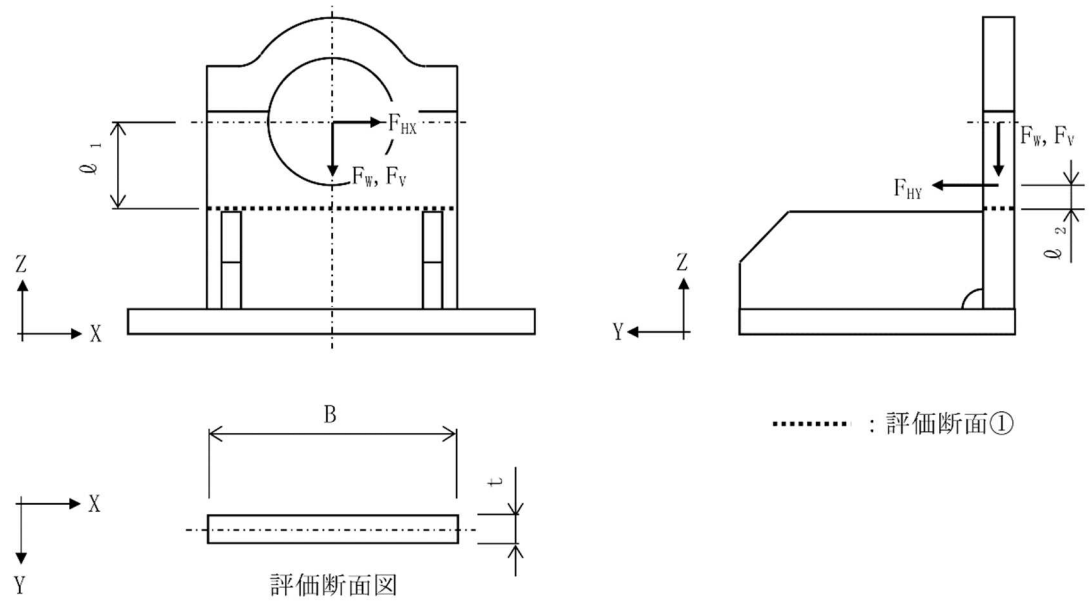


図４．２－３　計算モデル図（鋼製支持架台，評価断面①）

［設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力］

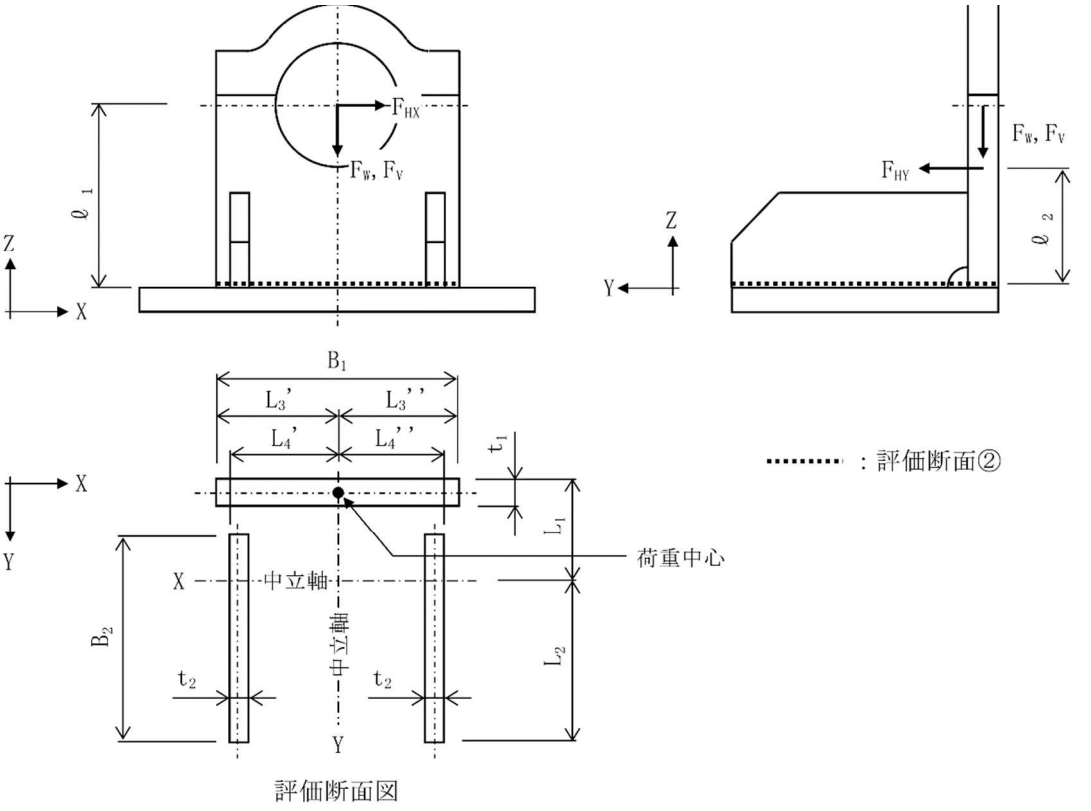


図４．２－４　計算モデル図（鋼製支持架台，評価断面②）

［設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力］

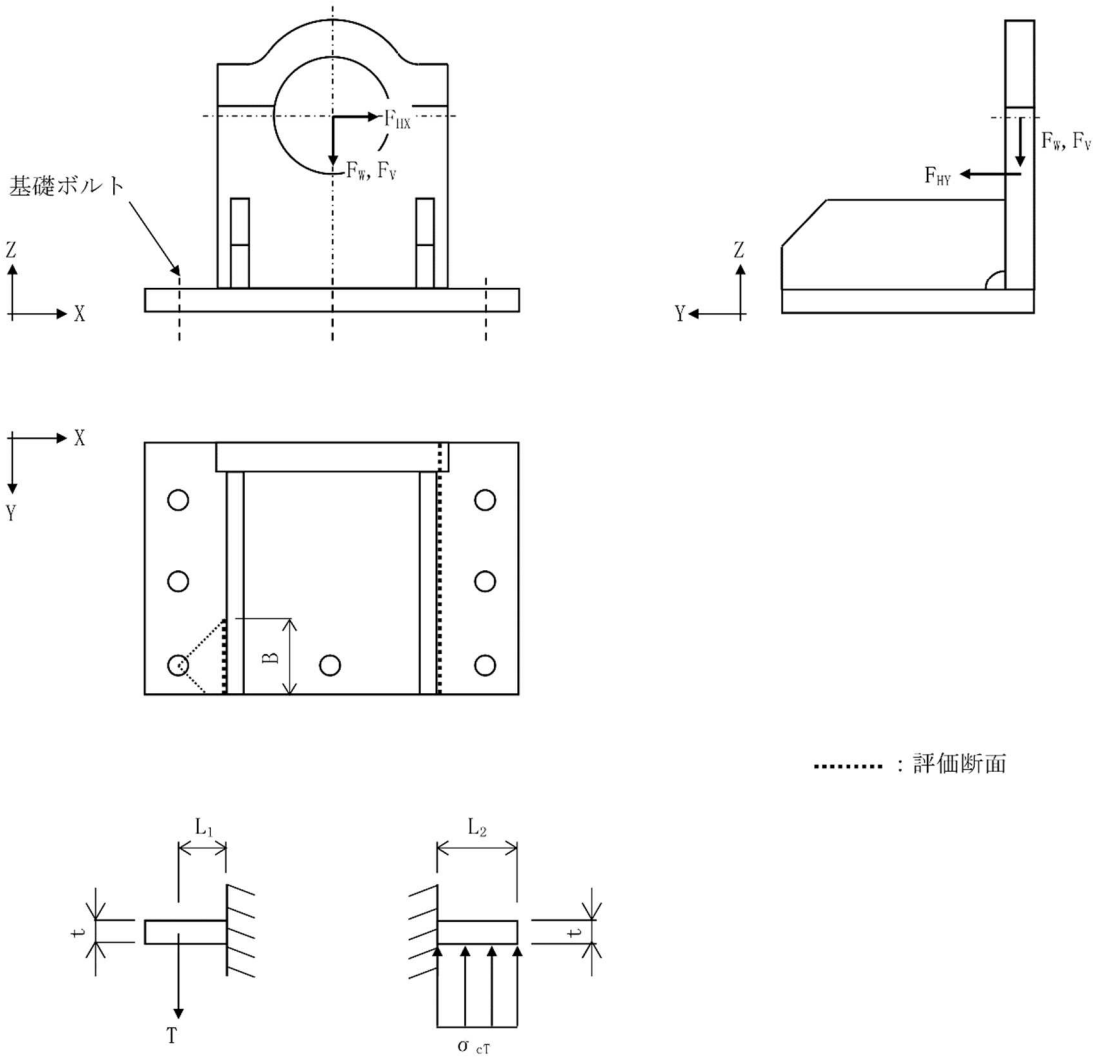


図４．２－５　計算モデル図（鋼製支持架台，評価断面③）

［設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力］

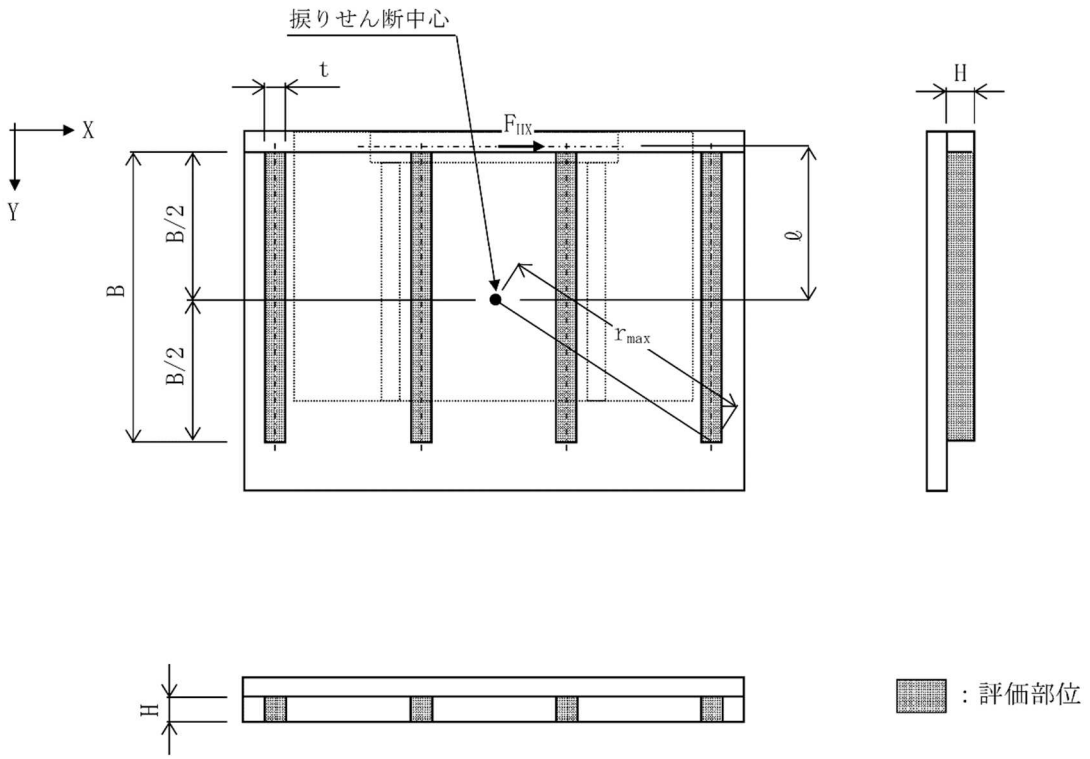


図４．２－６（１）　計算モデル図（埋め込み金物）

＜軸方向水平地震力により発生する軸方向まわり曲げ応力計算モデル＞

［設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力］

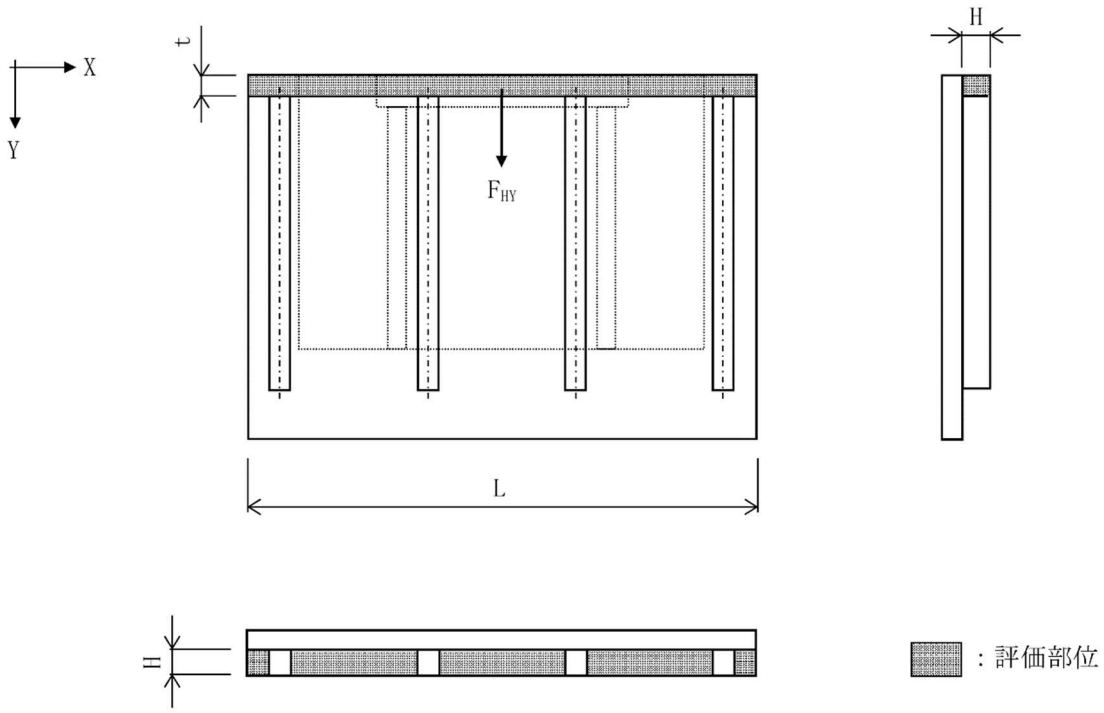


図４．２－６（２）　計算モデル図（埋め込み金物）
＜軸直角方向水平地震力により発生する軸方向まわり曲げ応力計算モデル＞
［設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力］

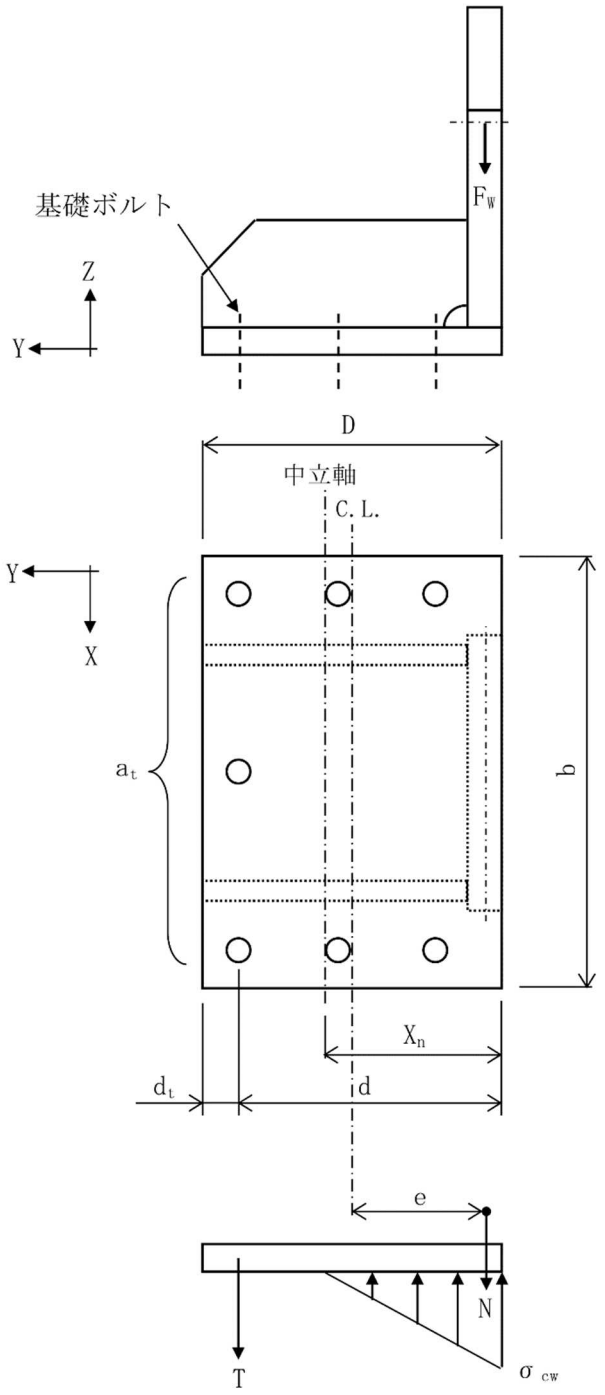


図４．２－７（１）　計算モデル図（基礎ボルト）

〈自重のみにより発生する引張応力計算モデル〉

［設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力］

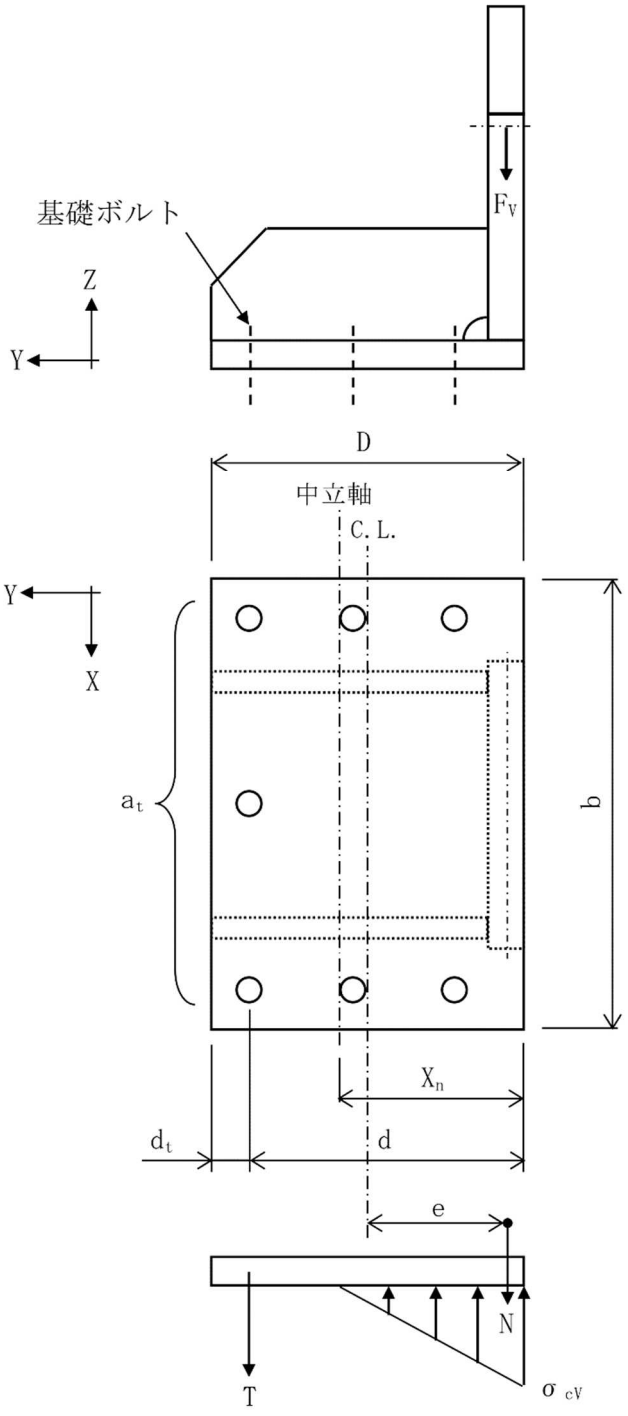


図４．２－７（２）　計算モデル図（基礎ボルト）

〈鉛直方向地震力のみにより発生する引張応力計算モデル〉

［設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力］

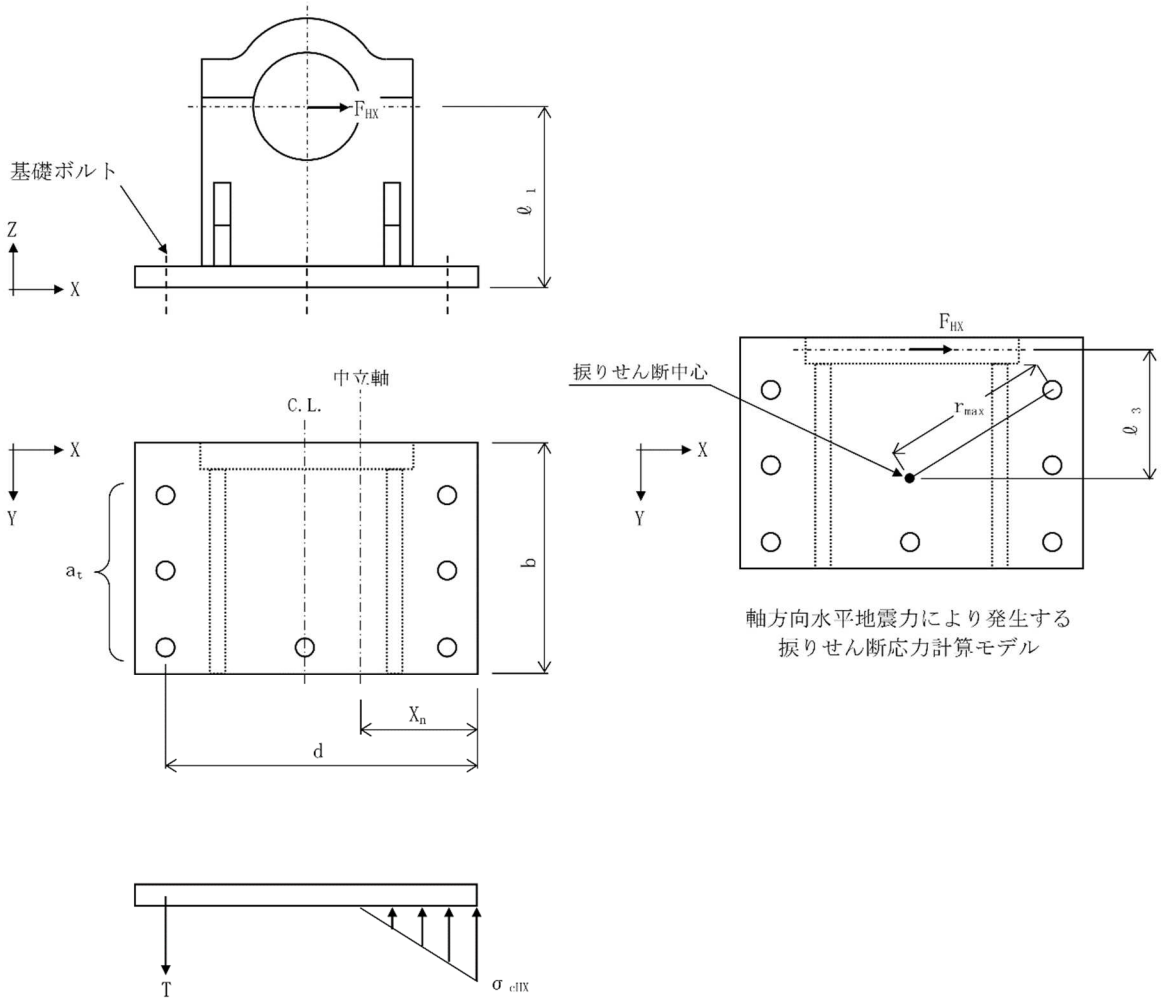
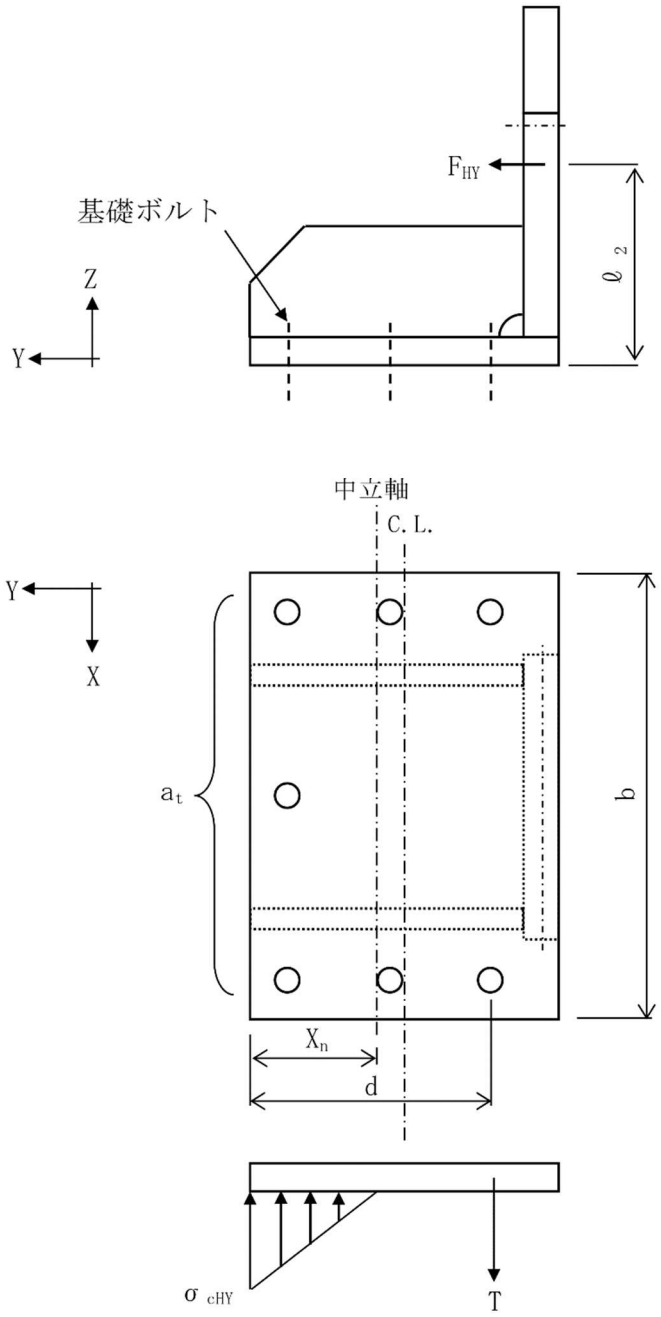


図４．２－７（３）　計算モデル図（基礎ボルト）

〈軸方向水平地震力により発生する引張及びせん断応力計算モデル〉

［設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力］

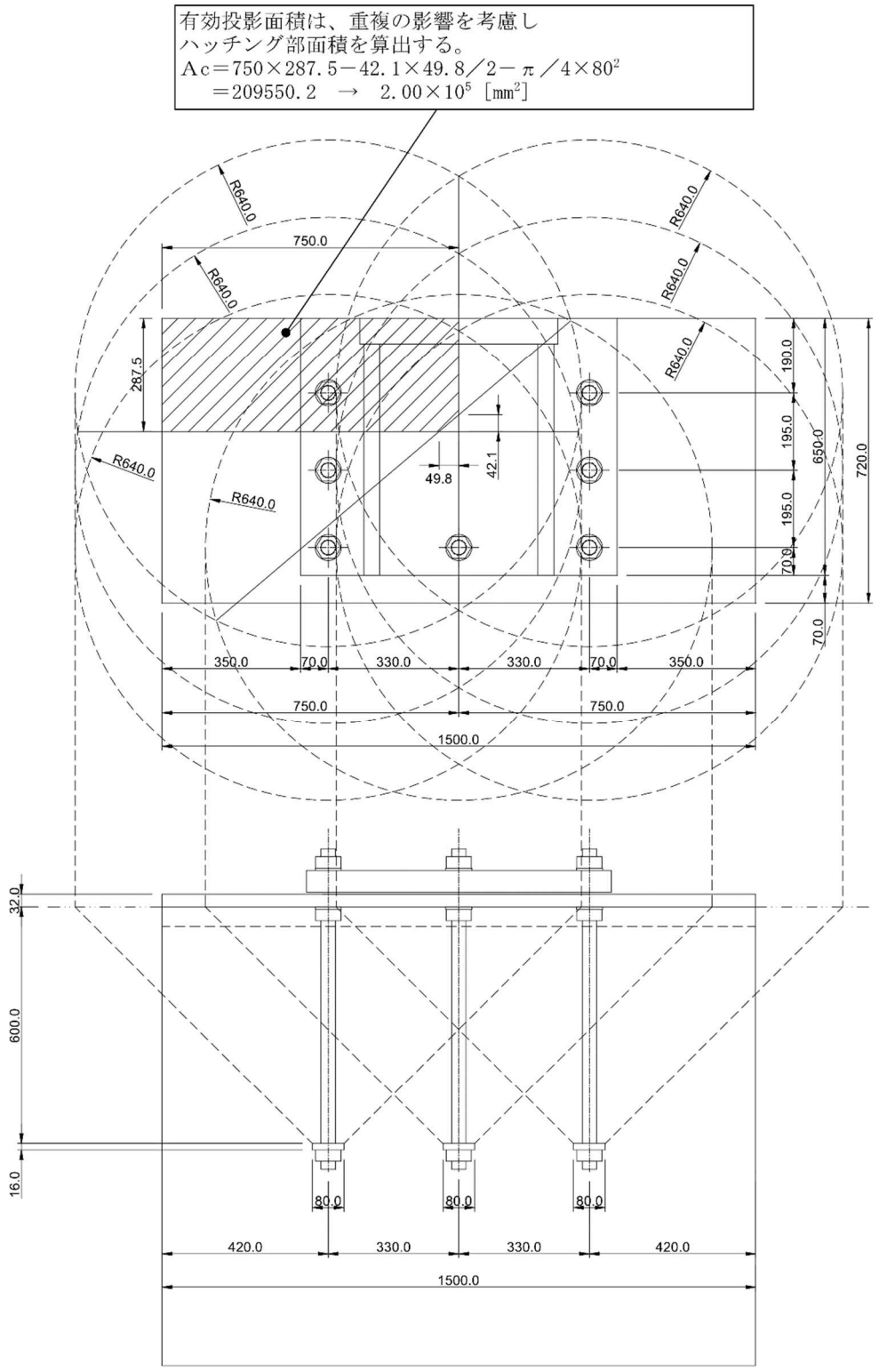


軸直角水平地震力のみにより発生する
引張応力計算モデル

図４．２－７（４）　計算モデル図（基礎ボルト）

〈軸直角方向水平地震力により発生する引張応力計算モデル〉

［設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力］



（単位：mm）

図４．２－８　コンクリートのコーン状破壊面の有効投影面積 A_c

応力分類 ＼ 許容応力状態	1 次 応 力					1 次 + 2 次 応 力				
	引 張	せん断	圧 縮	曲 げ	支 圧	引 張 圧 縮	せん断	曲 げ	支 圧	座 屈
設 計 条 件	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
I_A	f_t	f_s	f_c	f_b	f_p	$3f_t$	$3f_s$ (1)	$3f_b$	$1.5f_p$ (3)	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c$ (3)
II_A	f_t	f_s	f_c	f_b	f_p	$3f_t$	$3f_s$ (1)	$3f_b$	$1.5f_p$ (3)	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c$ (3)
III_A	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$1.5f_c$	$1.5f_b$	$1.5f_p$	—	—	—	—	—
IV_A	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$1.5f_c^*$	$1.5f_b^*$	$1.5f_p^*$	—	—	—	—	—
III_AS	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$1.5f_c$	$1.5f_b$	$1.5f_p$	$3f_t$	$3f_s$ (1)	$3f_b$ (2)	$1.5f_p$ (4)	$1.5f_b$ (2)(4) $1.5f_s$ 又は $1.5f_c$
IV_AS	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$1.5f_c^*$	$1.5f_b^*$	$1.5f_p^*$	(S_1 又は S_2 地震動のみによる応力振幅について評価する)			$1.5f_p^*$ (4)	

注：(1) すみ肉溶接部にあっては最大応力に対して $1.5f_s$ とする。
(2) 告示第88条第３項第一号イ(ニ)により求めた f_b とすること。
(3) 応力の最大圧縮値について評価する。
(4) 自重，熱膨張等により常時作用する荷重に，地震動による荷重を重ね合せて得られる応力の圧縮最大値について評価を行うこと。
(5) 鋼構造設計規準（日本建築学会（1970 年度制定））等の幅厚比の制限を満足すること。
(6) 上記応力の組合せが考えられる場合には，組合せ応力に対しても評価を行うこと。
(7) 耐圧部に溶接等により直接取付けられる支持構造物であって耐圧部と一体の応力解析を行うものについては耐圧部と同じ許容応力とする。

図４．２－９　支持構造物の許容応力

（原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG4601・補-1984）より抜粋）

(8) 評価結果

評価結果は表４．２－７（１）～（３）となる。

表４．２－７（１） 鋼製支持架台の応力評価

（設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，兼用キャスク）

（単位：N/mm^2）

部 位		応力の種類		計 算 値	許容応力	評価
鋼製支持架台	評価断面①	一次応力	圧縮	14	322	OK
			曲げ	159	326	OK
			せん断	19	188	OK
			組合せ	176	326	OK
		一次＋二次応力	引張･圧縮	9	564	OK
			曲げ	191	564	OK
			せん断	39	324	OK
			座屈	14	279	OK
	評価断面②	一次応力	圧縮	6	325	OK
			曲げ	34	326	OK
			せん断	8	188	OK
			組合せ	43	326	OK
		一次＋二次応力	引張･圧縮	4	564	OK
			曲げ	39	564	OK
			せん断	17	324	OK
			座屈	6	280	OK
	評価断面③	一次応力	曲げ	201	326	OK
			せん断	21	188	OK
			組合せ	204	326	OK
		一次＋二次応力	曲げ	368	564	OK
			せん断	40	324	OK

表４．２－７（２）　埋め込み金物，基礎ボルトの応力評価

（設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，兼用キャスク）

（単位：N/mm^2）

部　位	応力の種類		計算値	許容応力(注1)	評価
埋め込み金物	一次応力	曲げ	72	270	OK
		せん断	16	155	OK
		組合せ	77	270	OK
	一次＋二次応力	曲げ	111	450	OK
		せん断	24	258	OK
基礎ボルト	一次応力	引張	177	186	OK
		せん断	180	261	OK

（注1）基礎ボルトの許容引張応力は，発生せん断応力を考慮し低減させた値

表４．２－７（３）　コンクリート支持架台の評価（設計事象Ⅰ＋1/2Ss450）

Ａ．鋼製支持架台から受ける荷重または応力

荷重または応力の種類	単位	計算値 (注1)	許容荷重または許容応力度	評価
圧縮応力	N/mm^2	6.6	18.0	OK
引張荷重 (注2)	N	1.81×10^5	2.75×10^5	OK
支圧応力 (注3)	N/mm^2	10.3	18.0	OK

（注1）組合せた荷重のうち，発生する最大の荷重又は応力とする。

（注2）コンクリート支持架台に作用する引張荷重（基礎ボルト１本あたり）は基礎ボルト引張応力177N/mm^{2}に対し，次式により算出

[引張荷重]＝[基礎ボルト引張応力]×[基礎ボルト呼び径断面積(■■■■ m^2)]

ただし，計算値を有効３桁に切り上げ

（注3）コンクリート支持架台に作用する支圧応力は次式により算出

[支圧応力]＝τ・t／H

ただし，

τ：図４．２－６に示す埋め込み金物のシアプレート部に発生するせん断応力(N/mm2)

t：図４．２－６に示すシアプレート部の板厚（＝■ m）

H：図４．２－６に示すシアプレート部の高さ（＝■ m）

B．断面諸元（コンクリート支持架台）

項目			記号	単位	計算値 (注1)	
					ケース1 (NS方向)	ケース2 (EW方向)
部材	部材幅		b	(mm)	1500	720
	部材高		h	(mm)	720	1500
鉄筋	1段目	位置	d	(mm)	100	100
		鉄筋	-	-	D22	D22
		断面積	-	(cm^2)	3.871	3.871
		本数	-	(本)	9.000	5.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	34.84	19.36
	2段目	位置	d	(mm)	360	750
		鉄筋	-	-	D22	D22
		断面積	-	(cm^2)	3.871	3.871
		本数	-	(本)	6.000	14.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	23.23	54.19
	3段目	位置	d	(mm)	620	1400
		鉄筋	-	-	D22	D22
		断面積	-	(cm^2)	3.871	3.871
		本数	-	(本)	9.000	5.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	34.84	19.36
	せん断	鉄筋	-	-	D13	D13
		断面積	-	(cm^2)	1.267	1.267
		本数	-	(本)	3.000	2.000
		配置間隔	S_s	(mm)	150	150

(注1) ケース1：自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力

ケース2：自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力

C．コンクリート支持架台下端の照査結果

項目			記号	単位	計算値(注1)	
					ケース1 (NS方向)	ケース2 (EW方向)
終局限界	曲げ	曲げモーメント	Md	(kN･m)	762	664
		曲げ耐力	Mud	(kN･m)	1040	2969
		構造物係数	γi	-	1.00	1.00
		γi･Md/Mud≦1.0		-	0.73	0.22
		判定		-	OK	OK
	せん断	せん断力	Vd	(kN)	455	437
		せん断耐力	Vyd	(kN)	777	890
		構造物係数	γi	-	1.00	1.00
		γi･Vd/Vyd≦1.0		-	0.59	0.49
		判定		-	OK	OK

(注1) ケース1：自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力

ケース2：自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力

D．せん断破壊の照査詳細

項目			計算値(注1)	
			ケース1 (NS方向)	ケース2 (EW方向)
1/2Ss 地震時	設計せん断力		455	437
	コンクリートのみ	せん断耐力	349	245
		照査値	1.30	1.78
		照査結果	NG	NG
	せん断補強筋込み	せん断耐力	777	890
		照査値	0.59	0.49
		照査結果	OK	OK

(注1) ケース1：自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力

ケース2：自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力

4.3　輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール（B+クラス，1/2Ss450）

(1)　評価方針

本設備で使用する輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュールは遮蔽機能を有しており，耐震クラスはB+クラスである。

耐震評価は，1/2Ss450 に対して弾性範囲であることを評価することで，耐震 B+クラス設備に要求される地震力に対し，遮蔽機能を維持し，兼用キャスクの安全機能に影響を与えるような，倒壊等をしないことを確認する。

(2)　適用基準と規格

輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュールは以下の基準を適用する。

・建築基準法
・国土交通省告示
・鉄筋コンクリート構造規準・同解説
・鋼構造設計規準・同解説
・原子力発電所耐震設計技術指針　JEAG4601-2008
・各種合成構造設計指針・同解説

(3)　コンクリートモジュールの構成

コンクリートモジュールの構成は添付資料－３－１「2.3 コンクリートモジュールの耐震性　(2) 輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール　2) 輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュールの構成」と同一である。

(4)　評価方法

1/2Ss450 に対する耐震評価では，以下の条件を考慮する。なお，本評価では既設評価における設計用地震力を用いた評価方法から変更し，時刻歴応答解析にて評価を行う。

・地震応答解析は，コンクリート基礎上面の応答加速度を用いた時刻歴解析（直接積分時刻歴応答解析）とする。なお，時刻歴解析は汎用構造解析プログラム「NASTRAN」を使用する。減衰定数は等価粘性減衰による減衰定数 2%※を用いて評価する。解析における減衰の設定は剛性比例型減衰に置き換えている。

・地震力は水平 2 方向と鉛直方向の時刻歴波形である 1/2Ss450-①を同時に入力する。

・コンクリートモジュールは東西・南北方向にほぼ対称の構造物であり，位相反転による影響は小さいと考えられることから入力する時刻歴波形は，水平方向（NS，EW）及び鉛直方向の位相が正の位相の組合せ（＋，＋）を代表して使用する。

なお，評価の結果，許容値に対する裕度が小さい場合は時刻歴波形の不確かさを考慮した評価を行う。

時刻歴解析で用いた加速度時刻歴波形を図４．３－１～図４．３－３に示す。

※：（社）日本電気協会，“原子力発電所耐震設計技術規程 JEAC4601-2008”
「ボルト構造物」の減衰定数 2%より

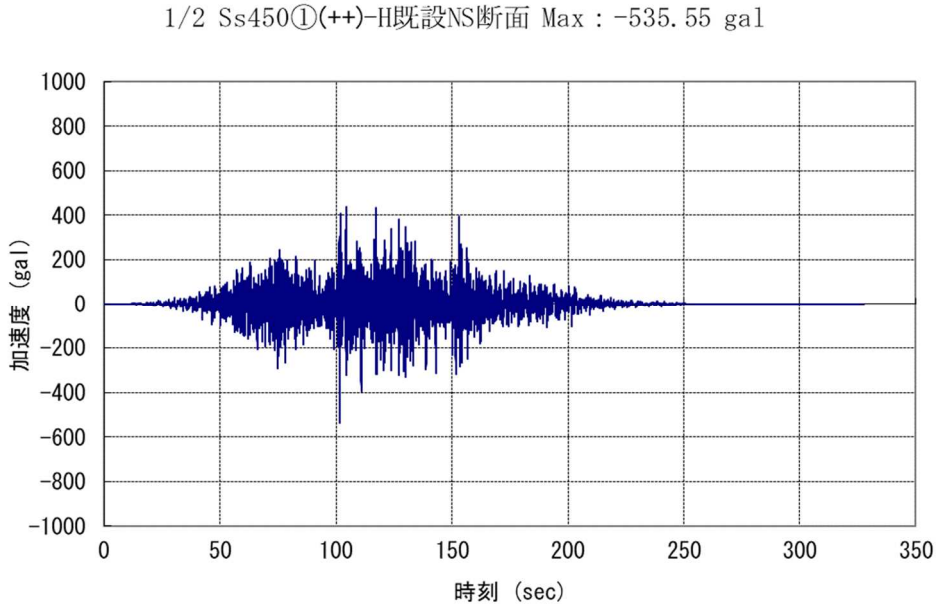


図４．３－１　基礎上面の加速度時刻歴波形　水平（NS）方向

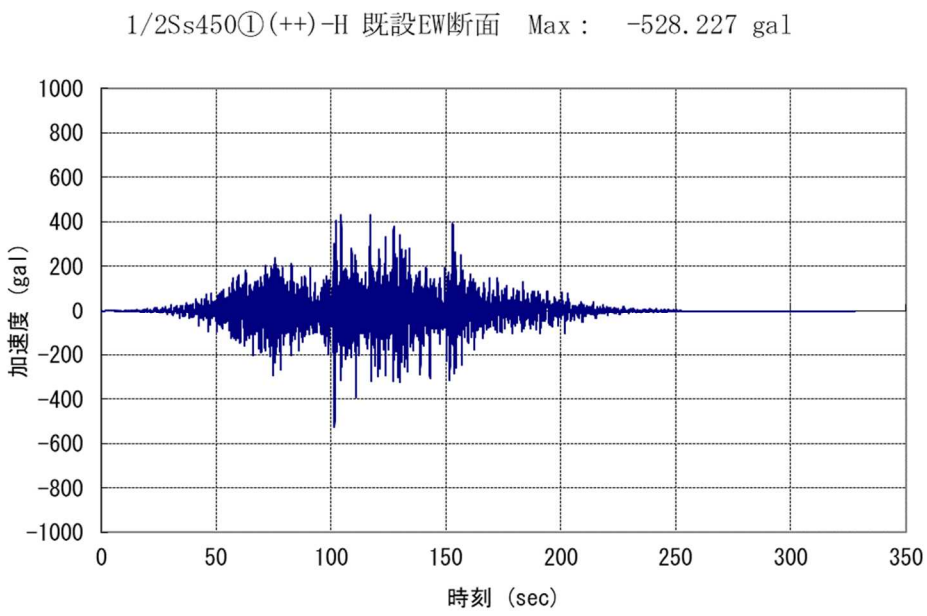


図４．３－２　基礎上面の加速度時刻歴波形　水平（EW）方向

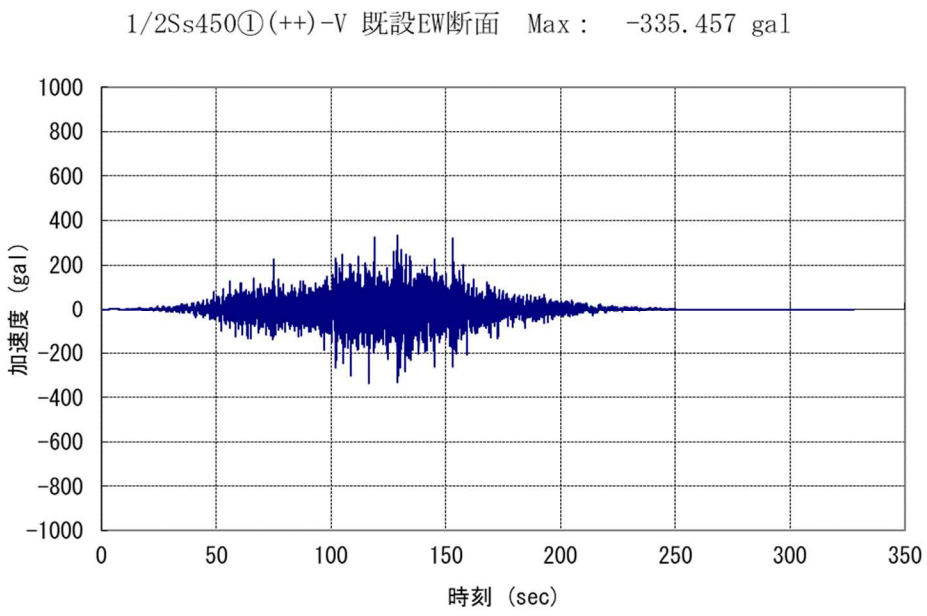


図４．３－３　基礎上面の加速度時刻歴波形　鉛直（UD）方向

(5)　解析モデル

許容応力度設計及び 1/2Ss450 に対する検討には 3 次元 FEM モデルを採用し，解析コードとして NASTRAN を用いる。

FEM モデルとして，コンクリートモジュールの PC 板（側板及び天板）及び接合部の金物は板厚一様な平板要素でモデル化する。PC 板と金物の接合部はボルト位置で同一変位とし，基礎とベースプレートの接合部はアンカーボルト位置で拘束する。解析モデルを図４．３－４に示す。

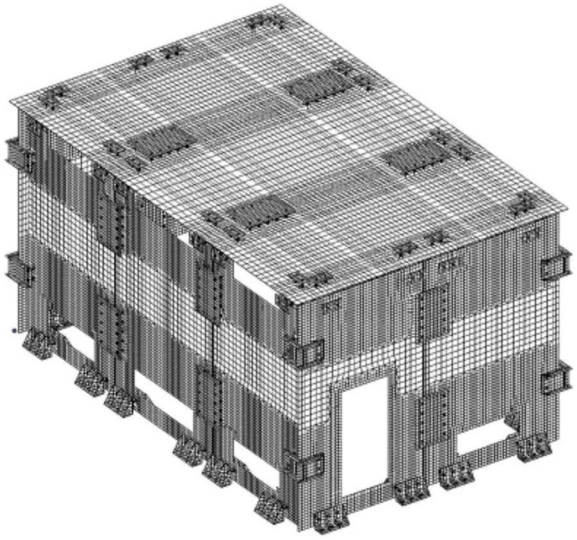


図４．３－４　コンクリートモジュールの解析モデル

(6) 許容応力

許容応力は添付資料－３－１「2.3 コンクリートモジュールの耐震性 (2) 輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール 6) 許容応力」と同一である。

(7)　応力計算

1)　応力評価点

応力評価点は時刻歴解析により求められる各部材応力の中から最大応力となる部材を抽出して評価を行う。評価箇所は図４．３－５に示す箇所とする。

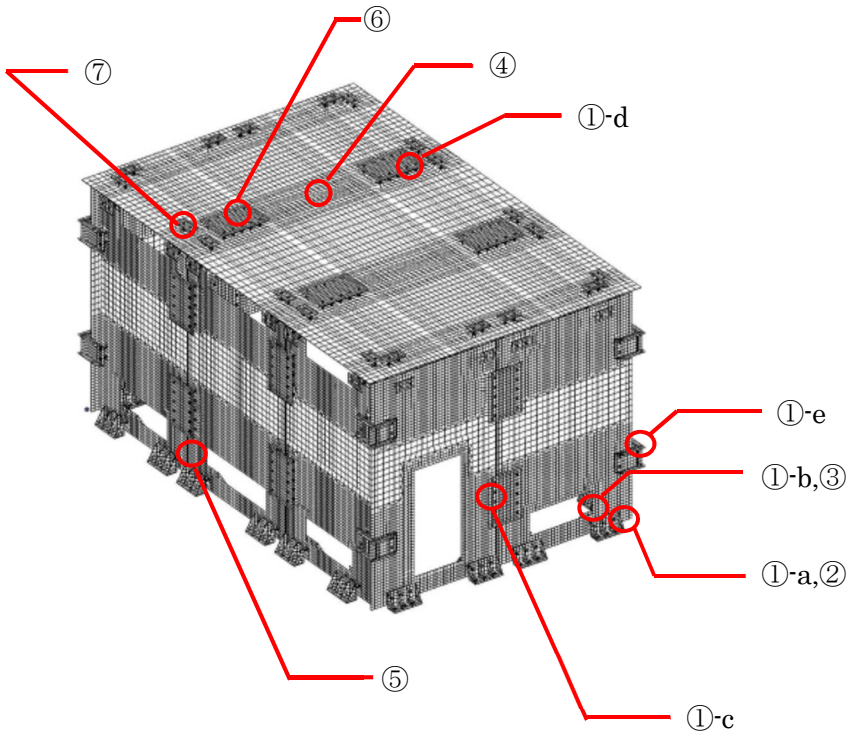


図４．３－５　応力評価箇所

応力評価箇所名称

①-a　アンカーボルト
①-b　側板柱脚ボルト
①-c　側板接合ボルト
①-d　天板接合ボルト
①-e　コーナー接合ボルト
②　ベースプレート
③　側板アンカー部はしあき
④　天板パネル
⑤　側板パネル
⑥　側板，天板接合プレート
⑦　側板，天板コーナー接合プレート

2) 荷重条件

荷重条件は添付資料－３－１「2.3 コンクリートモジュールの耐震性 (2) 輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール 7) 応力計算 ② 荷重条件」と同一である。

3) 応力評価

Ａ．ボルト

ボルトの基準強度は平成 12 年建設省告示第 2464 号, 許容応力度は建築基準法施行令第 90 条及び平成 12 年建設省告示第 1451 号を用いる。

ａ．アンカーボルト (①-a) M20 (SS400 : F=235)

せん断力 Qd=20.4kN

引張力 Nd=33.2kN

有効断面積 Ae=245mm^2

・短期許容引張応力度

引張力とせん断力を同時に受けるボルトの引張応力度

(鋼構造設計規準・同解説より)

$f_{ts} = 1.4f_{t0} - 1.6\tau$ かつ $f_{ts} \leq f_{t0}$

fts=1.4×235－1.6×(20.4×10^3/245)= 195N/mm^2 → 195N/mm^2

短期引張応力度

σt=Nd/Ae=33.2×1000/245=136N/mm^2

検定値

fts/σt=195/136 =1.43 ＞ 1.0・・・OK

・コンクリートのコーン破壊

p≦p_a=MIN[p_{a1}, p_{a2}]

p：金物１箇所当たりの引張力 (3×N_d)

p_a ：定着した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_{a1}=K_1×A_c× (0.31√F_c) [金物１箇所当たりのコンクリートコーン破壊の許容荷重]

p_{a2}=K_2×α×A_0×F_c [ボルト１本当たりの支圧破壊の許容荷重]

K_1：低減係数 (短期 K_1=0.45)

K_2：低減係数 (短期 K_2=2/3)

F_c：コンクリートの設計基準強度 (F_c=24N/mm^2)

0.31√F_c=1.51N/mm^2 [コーン破壊に対するコンクリートの引張強度]

A_c：コーン状破壊面の有効水平投影面積 (図４． ３－６参照)

A_c=2×A_{c1}＋A_{c2}=232481mm^2

A_{c1}=89486mm^2

A_{c2}=53509mm^2

α ：支圧面積と有効水平投影面積から定まる係数

$$\alpha = MIN\{\sqrt{Ac/Ao}, 10\},\ \sqrt{Ac/Ao} = \sqrt{232481/761} = 17.5 \quad \therefore \alpha = 10$$

A_o：支圧面積（座金面積－ボルト軸部断面積=(π/4)×(37^2－20^2)=761mm^2）

上式より金物１箇所当たりのコーン状破壊面の許容荷重は,

$p_{a1}=K_1\times A_c\times$ (0.31$\sqrt{}F_c$)

=0.45×(2×89486＋53509)×1.51=157,970N=157kN

コンクリートのコーン破壊に対する裕度は,

$p_{a1}/3\times N_d$=157/99.6=1.57 ＞ 1.0・・・OK

また，ボルト１本当たりの支圧破壊（ボルト先端部）の許容荷重は,

$p_{a2}=K_2\times\alpha\times A_0\times F_c$

=2/3×10×761×24=121,760N=121kN

支圧破壊（ボルト先端部）に対する裕度は,

p_{a2}/N_d=121/33.2=3.64 ＞ 1.0・・・OK

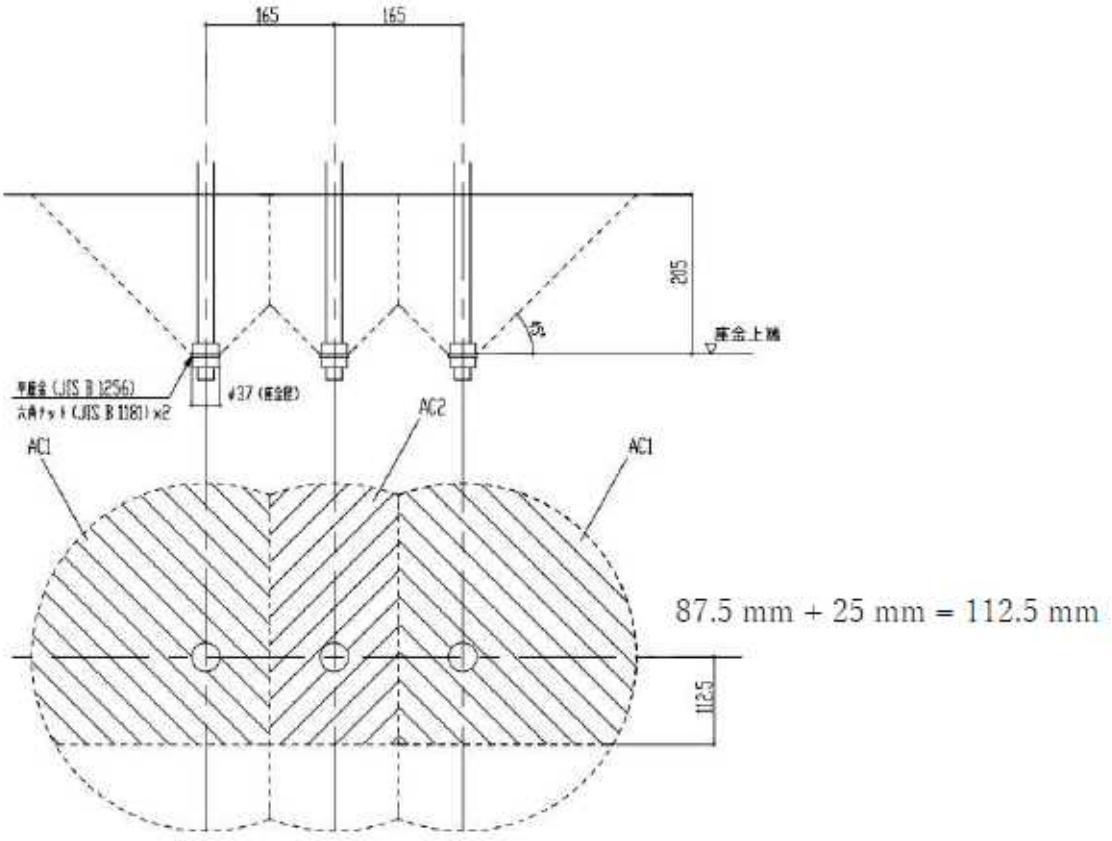


図４．３－６　コーン状破壊面の有効水平投影面積 A_c

ｂ．側板柱脚ボルト(①-b)　M27（強度区分 6.8：F=420）

せん断力　Qd=58.4kN

有効断面積　Ae=459mm^2

せん断応力度　τ=Qd/Ae=58.4×1000/459=128N/mm^2

短期許容せん断応力度　$f_s = \frac{F}{\sqrt{3}} = \frac{420}{\sqrt{3}}$ =242.4N/mm^2

検定値

fs/τ=242.4/128=1.89　＞　1.0・・・OK

ｃ．側板接合ボルト(①-c) M20（強度区分 6.8：F=420）

せん断力　Qd=30.8kN

有効断面積　Ae=245mm^2

せん断応力度　τ=Qd/Ae=30.8×1000/245=126N/mm^2

短期許容せん断応力度　$f_s = \frac{F}{\sqrt{3}} = \frac{420}{\sqrt{3}}$ =242.4N/mm^2

検定値

fs/τ=242.4/126=1.92　＞　1.0・・・OK

ｄ．天板接合ボルト(①-d)　M16（強度区分 6.8：F=420）

せん断力　Qd=17.7kN

有効断面積　Ae=157mm^2

せん断応力度　τ=Qd/Ae=17.7×1000/157=113N/mm^2

短期許容せん断応力度　$f_s = \frac{F}{\sqrt{3}} = \frac{420}{\sqrt{3}}$ =242.4N/mm^2

検定値

fs/τ=242.4/113=2.14　＞　1.0・・・OK

ｅ．コーナー接合ボルト(①-e)　M20（強度区分 6.8：F=420）

せん断力　Qd=38.7kN

有効断面積　Ae=245mm^2

せん断応力度　τ=Qd/Ae=38.7×1000/245=158N/mm^2

短期許容せん断応力度　$f_s = \frac{F}{\sqrt{3}} = \frac{420}{\sqrt{3}}$ =242.4N/mm^2

検定値

fs/τ=242.4/158=1.53　＞　1.0・・・OK

Ｂ．ベースプレート(②)　t=19(SS400：F=235)

負担幅は 165㎜ とする。断面係数 $z=b\times h^2/6=165\times 19^2/6=9927.5mm^3$

短期許容曲げ応力度　$fb=235N/mm^2$

引張時　（Ａ．ａ．アンカーボルトによる　計算モデルは図４．３－７参照）

設計曲げモーメント(2 辺固定として算定)

$Md=33.2\times 0.0825/2=1.37kNm$

短期曲げ応力度

$\sigma b=Md/z=1.37\times 10^6/9927.5=139N/mm^2$

検定値

$fb/\sigma b=235/139=1.69 > 1.0$・・・OK

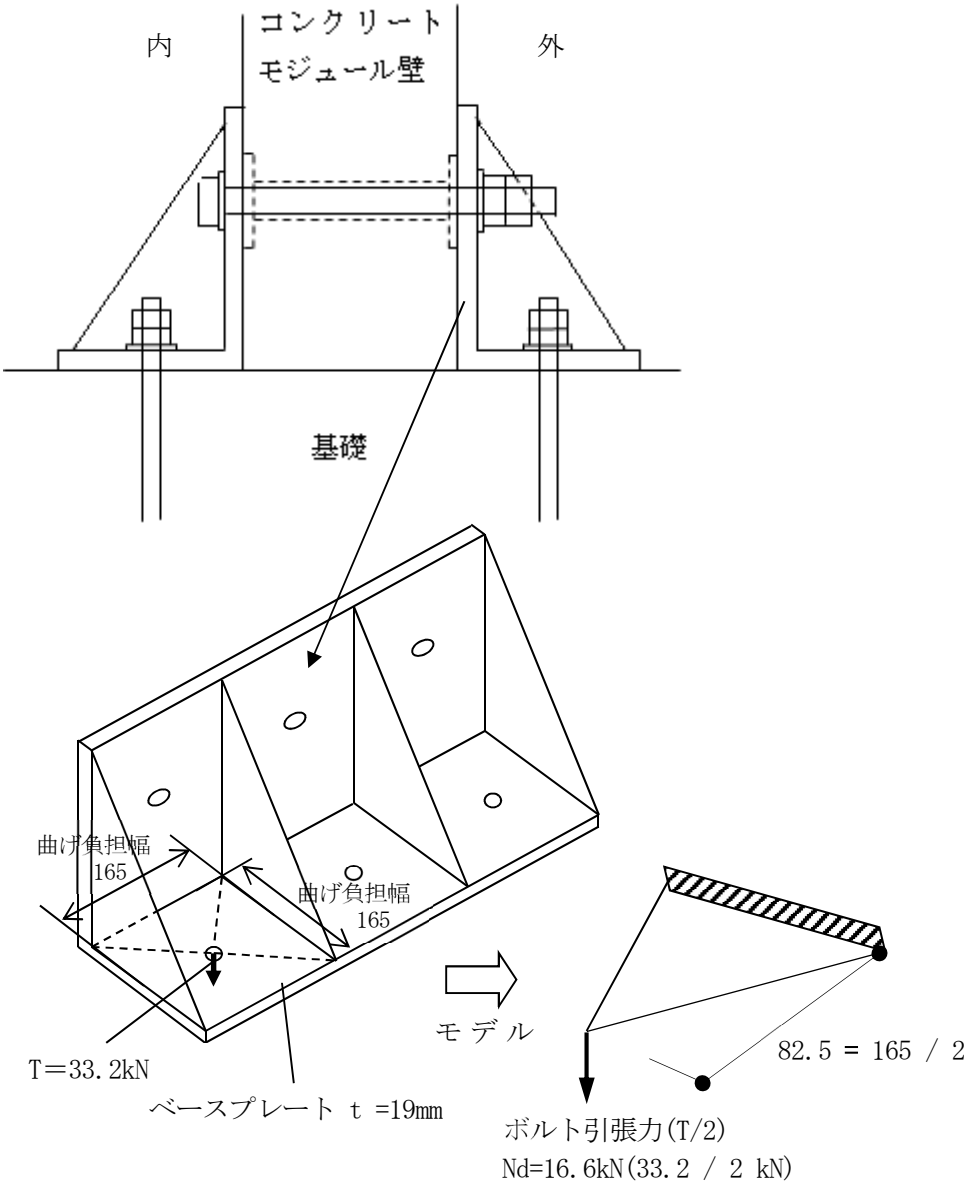


図４．３－７　ベースプレート（引張時）

圧縮時（Ａ．ａ．アンカーボルトによる　計算モデルは図４．３－８参照）

ボルト位置に生じる圧縮力を面荷重に置き換えて算定する。

設計曲げモーメント(1 辺固定 1 辺単純支持の 1 方向板として)

$Md=(16.1/0.165^2\times0.165\times0.165^2)/8=0.34kNm$

短期曲げ応力度

$\sigma b=Md/z=0.34\times10^6/9927.5=34.3N/mm^2$

検定値

$fb/\sigma b=235/34.3=6.85 \quad > \quad 1.0$・・・OK

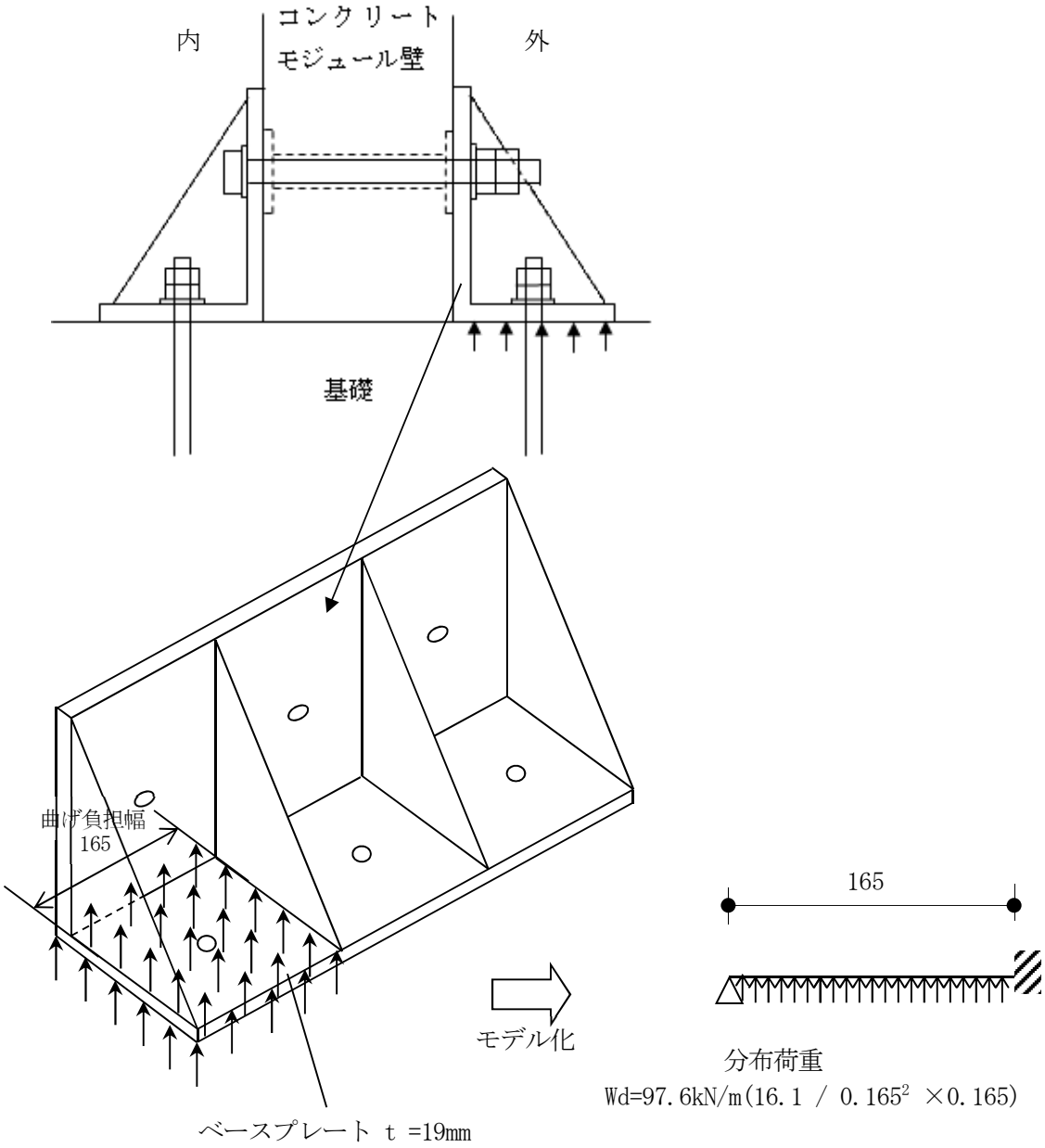


図４．３－８　ベースプレート（圧縮時）

C．側板アンカー部はしあき(③)（図４．３－９参照）

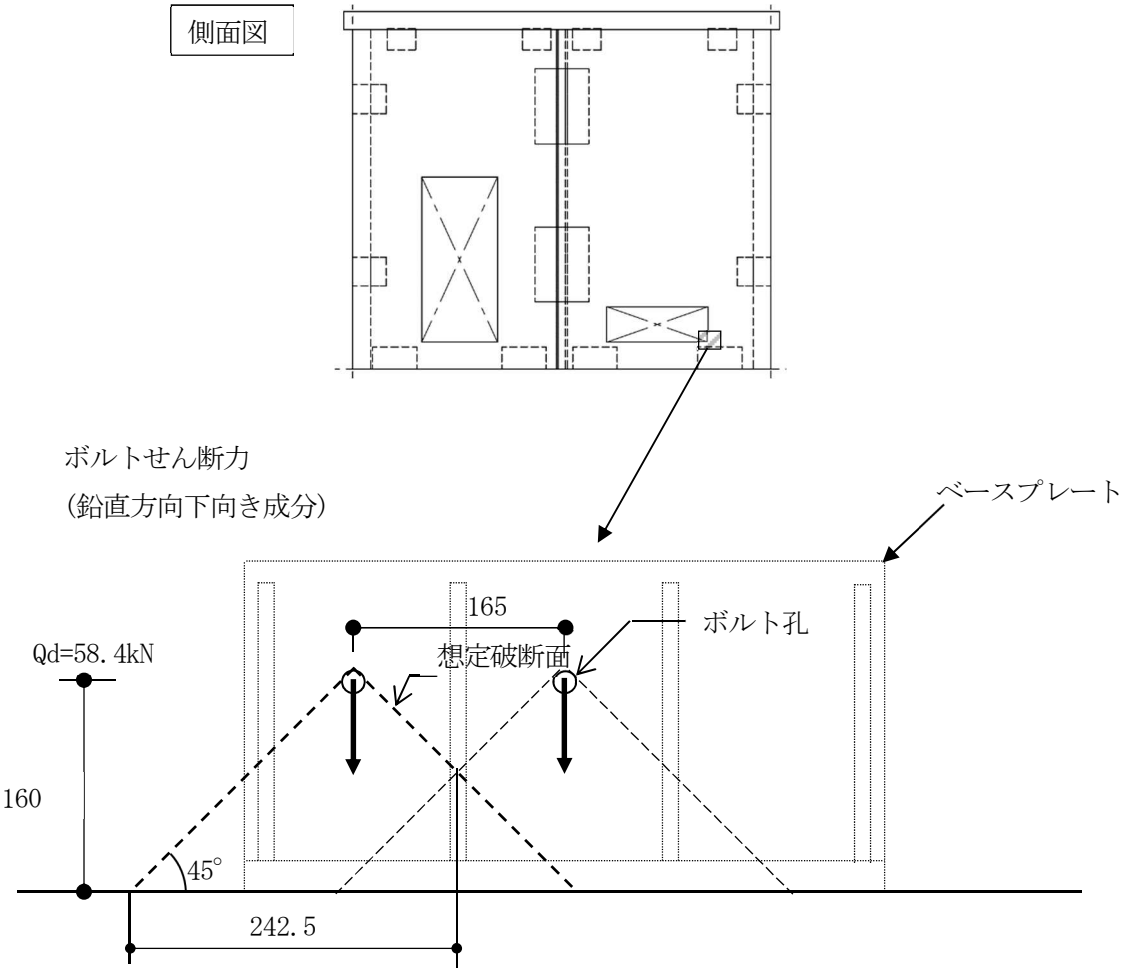


図４．３－９　側板アンカー

せん断力　Qd=58.4kN

短期許容せん断力応力度

（建築基準法施行令第 91 条及び平成 12 年建設省告示第 1450 号より）

$fsa=(0.49+Fc/100)\times 2=1.70N/mm^2$

想定破断面積

$A=242.5\times\sqrt{2}\times 200=68589mm^2$

せん断力応力度

$\tau=Qd/(A/\sqrt{2})=58.4\times 1000/(68589/\sqrt{2})=1.21N/mm^2$

検定値

$fsa/\tau=1.7/1.21=1.40 > 1.0$・・・OK

D．天板パネル(④) （図４．３－１０参照）

天板パネル　t=200，鉄筋：SD295A(s σ t=295N/mm^2)

D10@200（長辺方向　上筋，短辺方向　上下筋）D10：断面積 A=71mm^2

D13@200（長辺方向 下筋）D13：断面積 A=127mm^2

d=150mm，j=131mm

短期許容曲げモーメント（鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説より）

$$M_a = a_t \cdot f_t \cdot j$$

$$\Rightarrow \quad f_t = \frac{M_a}{a_t \cdot j}$$　f_tをσt，M_aをM_dに置き換え，鉄筋の引張応力度を算定する。

設計曲げモーメント

最大曲げモーメント 8167Nmm/mm　→　1m 辺りに換算すると Md=8.17kNm

$$\sigma_t = \frac{M_a}{a_t \cdot j} = \frac{8.17\times10^6}{127\times5\times131} = 99\text{N/mm}^2$$

検定値

ft/σt=295/99=2.97　＞　1.0・・・OK

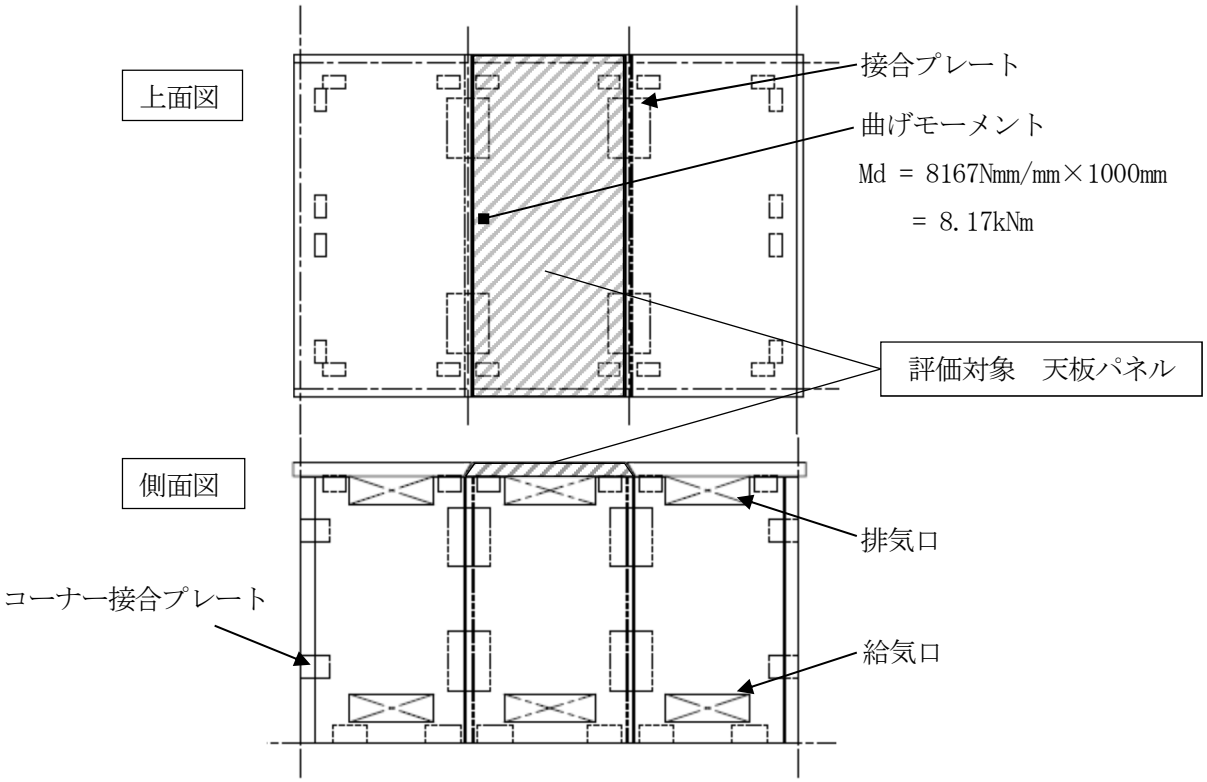


図４．３－１０　天板パネル

Ｅ．側板パネル(⑤)（図４．３－１１参照）

側板パネル　t=200，鉄筋：SD295A(sσt=295N/mm^2)

D10@200（縦筋・横筋，内外共）D10：断面積 A=71mm^2

D13（開口部及び外周部の補強筋）D13：断面積 A=127mm^2

d=150mm，j=131mm

短期許容曲げモーメント（鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説より）

$$M_a = a_t \cdot f_t \cdot j$$

$$\Rightarrow \quad f_t = \frac{M_a}{a_t \cdot j}$$　f_tをσt，M_aをM_dに置き換え，鉄筋の引張応力度を算定する。

設計曲げモーメント

最大曲げモーメント 7258Nmm/mm　→　1m 辺りに換算すると Md=7.26kNm

$$\sigma_t = \frac{M_a}{a_t \cdot j} = \frac{7.26\times10^6}{(127+71+71+127)\times131} = 86\text{N/mm}^2$$

検定値

ft/σt=295/86=3.43　＞　1.0・・・OK

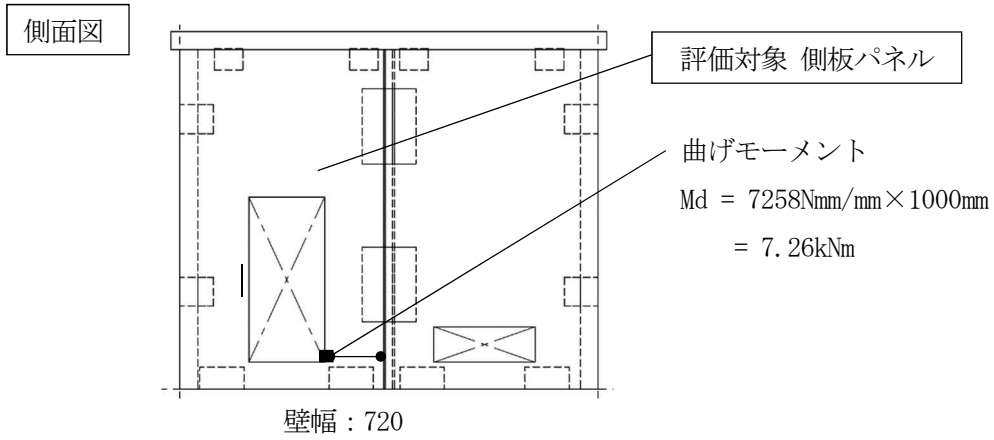


図４．３－１１　側板パネル

Ｆ．側板，天板接合プレート(⑥)　t=6（SS400）（図４．３－１２参照）

負担幅は 840㎜ とする。断面係数 $z=b\times h^2/6=840\times 6^2/6=5040㎜^3$

設計曲げモーメント

最大曲げモーメント 100Nmm/mm → 840㎜ 辺りに換算すると Md=0.09kNm

$\sigma b/fb=0.09\times 10^6/5040=17.9N/㎜^2$

検定値

$fb/\sigma b=235/17.9=13.1 \quad > \quad 1.0$・・・OK

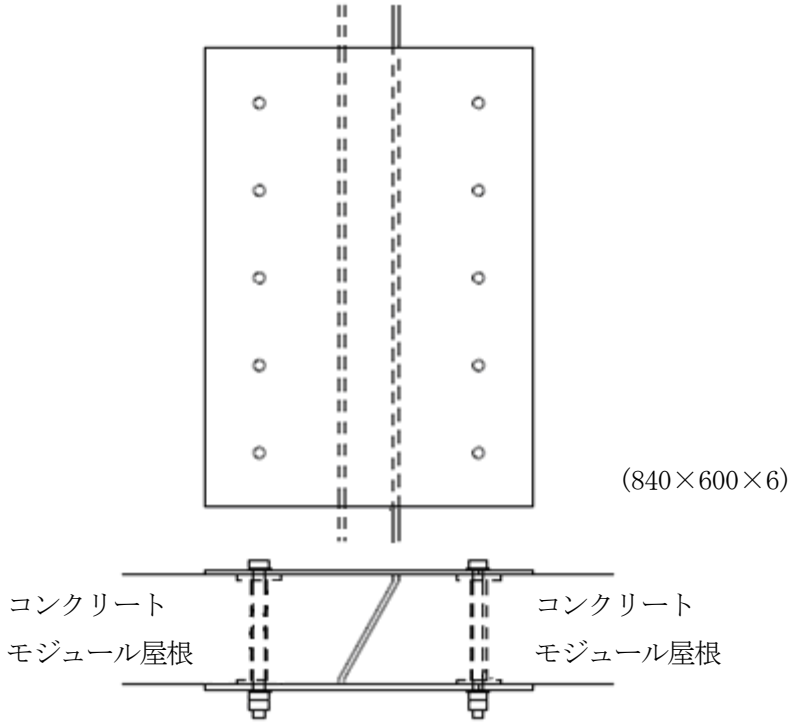


図４．３－１２　側板，天板接合プレート

G．側板，天板コーナー接合プレート(⑦)　t=9（SS400）（図４．３－１３参照）

負担幅は 160mm とする。断面係数 $z=b\times h^2/6=160\times 9^2/6=2160mm^3$

設計曲げモーメント

ボルト位置に生じる圧縮力を面荷重に置き換えて算定する。

設計曲げモーメント(1 辺固定 1 辺単純支持の 1 方向板として)

$Md=(13.4/0.160^2\times 0.160\times 0.160^2)/8=0.27kNm$

$\sigma b/fb=0.27\times 10^6/2160=125N/mm^2$

検定値

$fb/\sigma b=235/125=1.88 \quad > \quad 1.0$・・・OK

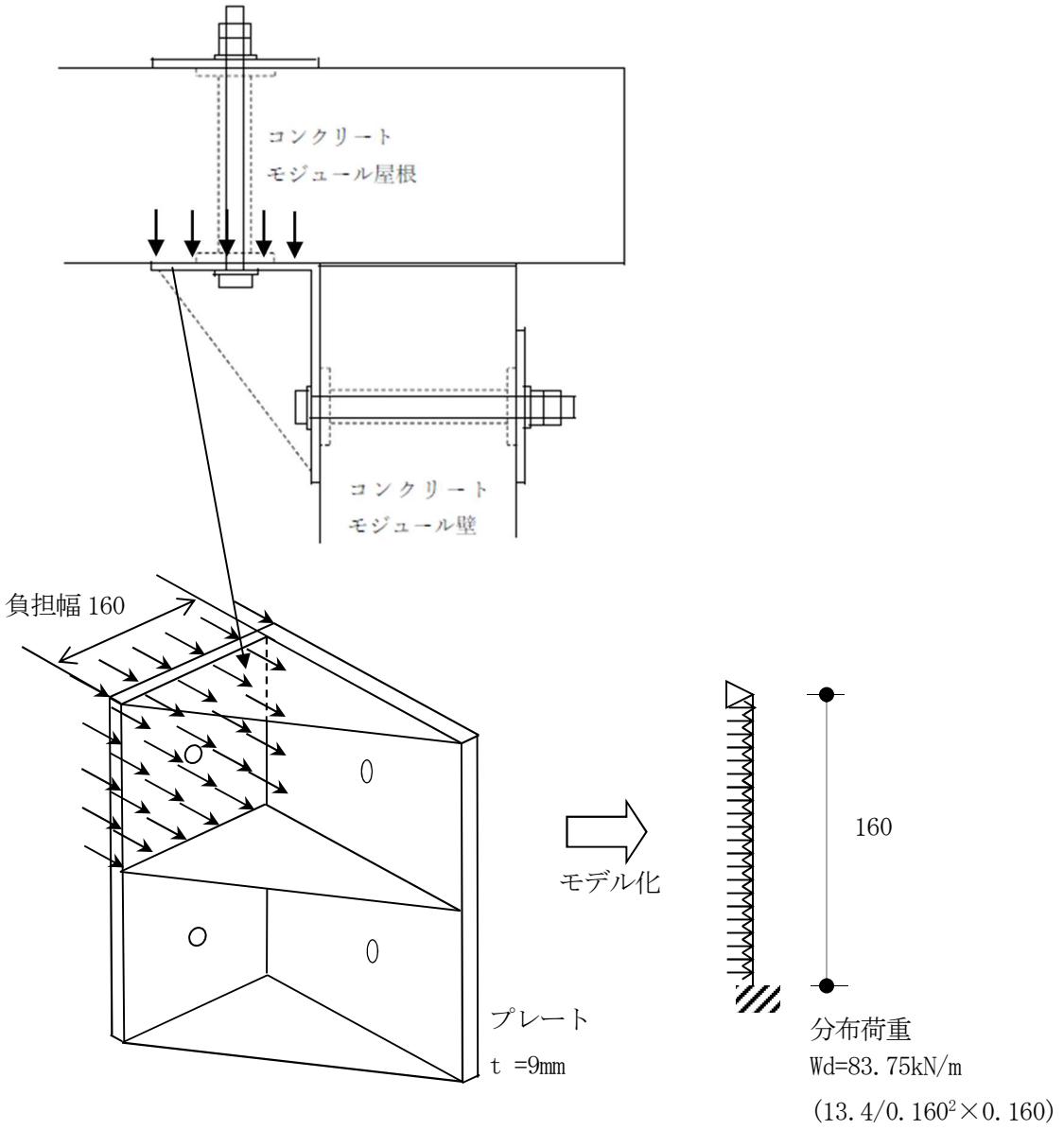


図４．３－１３　側板，天板コーナー接合プレート

4) 評価結果

評価結果を表４．３－１に示す。いずれの部位も許容値を満足する。

また，先行プラントの検討※より地盤及び間接支持構造物の固有周期に対する不確かさを考慮した耐震評価において，発生応力に約 10%～30%程度の差異が生じることがわかっているが，本評価では許容値に対して 1.4 以上の裕度があるため，評価に用いた加速度時刻歴波の不確かさを考慮しても許容値を満足する。

※女川原子力発電所第 2 号機 工事計画審査資料「補足-600-27 海水ポンプ室門型クレーンの耐震性についての計算書に関する補足説明資料 添付 6 海水ポンプ室門型クレーンに適用する時刻歴解析における材料物性の不確かさ等に関する検討」（02-補-E-19-0600-27_改 4）

表４．３－１ コンクリートモジュールの評価結果(1/2Ss450)

単位：N/mm^2

項目		計算値	許容値	余裕率	評価結果
①-a	アンカーボルト	136	195	1.4	ＯＫ
①-b	側板柱脚ボルト	128	242	1.8	ＯＫ
①-c	側板接合ボルト	126	242	1.9	ＯＫ
①-d	天板接合ボルト	113	242	2.1	ＯＫ
①-e	コーナー接合ボルト	158	242	1.5	ＯＫ
②	ベースプレート（引張時）	139	235	1.6	ＯＫ
②	ベースプレート（圧縮時）	34.3	235	6.8	ＯＫ
③	側板アンカー部はしあき	1.21	1.70	1.4	ＯＫ
④	天板パネル	99	295	2.9	ＯＫ
⑤	側板パネル	86	295	3.4	ＯＫ
⑥	側板，天板接合プレート	17.9	235	13.1	ＯＫ
⑦	側板，天板コーナー接合プレート	125	235	1.8	ＯＫ

以上よりコンクリートモジュールは 1/2Ss450 に対しての耐震安全性を確保できる。

4.4　クレーン（B+クラスへの波及的影響防止を考慮すべき施設，1/2Ss450）

(1)　評価方針

本設備で使用するクレーンは，耐震クラスがＣクラスである。

耐震評価は，コンクリートモジュール（耐震クラス：B+クラス）への波及的影響を考慮し，1/2Ss450 による地震力に対して損傷，転倒，逸走等が生じないことを確認する。なお，当該クレーンは一般産業用施設と同等の耐震性を有する設計（C クラスの設計用地震力（水平震度 0.24）に対しておおむね弾性範囲）とし，クレーン構造規格に基づき設計を行っている。

(2)　波及的影響評価方法の概要

評価対象とするクレーンの主要仕様及び概要図は添付資料－３－１「2.4 クレーンの基準地震動Ss(Ss600)に対する波及的影響　(2) 波及的影響評価方法の概要」と同一である。

クレーンの波及的影響評価フローを図４．４－１に示す。

以下の手順により 1/2Ss450 によるクレーンの波及的影響が，コンクリートモジュールの遮蔽機能に及ばないことを確認する。

・評価には 1/2Ss450 に基づくコンクリート基礎上面加速度応答スペクトルを用いて行う。なお，評価には減衰定数 2%※を用いて評価する。

・汎用有限要素解析コード ABAQUS を使用した三次元有限要素モデルによりクレーンの固有周期を求める。

・コンクリート基礎上面加速度応答スペクトルと固有周期により設計震度を定め，静的解析により算定したクレーン各部に発生する応力から，クレーンが損傷しないことを確認する。

・汎用有限要素解析コード ABAQUS を用いて，コンクリート基礎上面時刻歴波形による非線形応答解析を行い，クレーン本体の浮き上がり量から，クレーンが転倒しないことを確認する。なお，評価には減衰定数 2%※を用いて評価する。

・クレーン本体の浮き上がり量からクレーンがレールピットから飛び出し，逸走しないことを確認する。

・ガーダ上のトロリが落下しないことを確認する。

※：(社) 日本電気協会，“原子力発電所耐震設計技術規程 JEAC4601-2008

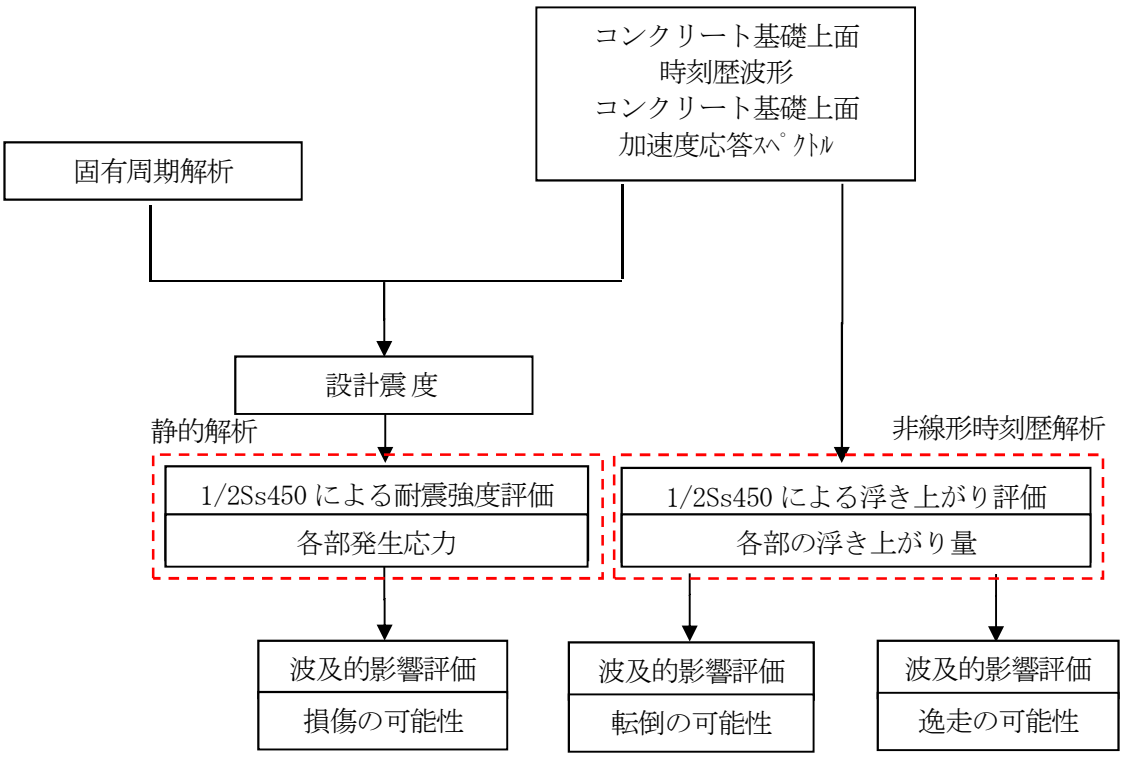


図４．４－１　クレーンの波及的影響評価フロー

(3) 波及的影響評価

1) クレーンの損傷評価

① 解析モデル

汎用有限要素解析コード ABAQUS を使用した三次元有限要素モデルにより，以下の計算条件で各方向に関するクレーンの固有周期の評価を行う。図４．４－２に解析モデル図を示す。

・ガーダ，剛脚及びサドル等の構造物は，断面積，断面二次モーメントなどの断面特性を考慮したビーム要素でモデル化する。

・トロリは質量特性のみを考慮した剛体要素でモデル化する。

・ワイヤーロープは剛な鉛直線形ばねでモデル化する。

・走行方向の水平力がクレーンに加わった場合，クレーンはレール上を滑り，クレーン自体にはレールと走行車輪間の最大静止摩擦力以上の水平力は加わらない。このため走行方向の固有周期の算定は行わない。

・評価は表４．４－１に示す通り，トロリ位置がガーダ中央とガーダ端の場合の２ケースとする。なお，キャスクを吊った状態のほうが厳しい評価となるため両ケースとも吊荷有とする。

② 固有値解析結果

表４．４－２，表４．４－３に示す固有値解析結果から１次モードの刺激係数が支配的であるため，本評価では１次モードを用いて評価する。評価に使用する１次モードの固有周期及び刺激係数の算定結果を表４．４－４に示し，変形モード図を図４．４－３～図４．４－５に示す。

表４．４－１　評価ケース

	キャスク有無	トロリ位置
ケース１	有	ガーダ中央
ケース２	有	ガーダ端

表４．４－２　固有値解析結果（ケース１　キャスクあり，トロリ位置ガーダ中央）

モード番号	固有周期 (sec)	刺激係数[注1]			備考
		横行方向	走行方向	鉛直方向	
1	0.334	13.480	0.000	0.000	横行方向１次
2	0.159	0.000	13.032	0.000	走行方向１次
3	0.137	0.100	0.000	15.833	鉛直方向１次
4	0.098	0.000	0.100	0.000	
5	0.075	0.000	0.000	0.000	
6	0.075	0.000	0.000	0.000	
7	0.075	0.000	0.000	0.000	
8	0.075	0.000	0.000	0.000	
9	0.070	1.667	0.100	2.126	
10	0.063	0.173	0.707	0.300	
11	0.048	0.000	3.113	0.173	
12	0.045	1.913	0.000	1.634	
13	0.038	0.000	0.000	0.000	
14	0.038	0.000	0.000	0.000	
15	0.038	0.000	0.000	0.000	
16	0.038	0.000	0.000	0.000	
17	0.036	0.583	0.000	0.173	
18	0.034	0.843	0.245	1.612	
19	0.033	0.100	0.100	2.317	
20	0.032	0.748	0.000	0.265	
21	0.030	0.000	0.141	2.071	
22	0.029	0.224	0.510	1.400	
23	0.028	0.436	0.283	0.283	
24	0.027	0.100	0.141	0.548	
25	0.027	0.000	0.283	0.283	
26	0.026	0.412	0.374	0.469	
27	0.025	0.000	0.000	0.000	
28	0.025	0.000	0.000	0.000	
29	0.025	0.000	0.000	0.000	
30	0.025	0.000	0.000	0.000	

注１：モード質量を正規化し，固有ベクトルと質量マトリックス及び加振方向を示すベクトルの積から算出した値を示す。

表４．４－３　固有値解析結果（ケース２　キャスクあり，トロリ位置ガーダ端）

モード番号	固有周期 (sec)	刺激係数[注1]			備考
		横行方向	走行方向	鉛直方向	
1	0.332	13.458	0.000	0.894	横行方向１次
2	0.154	0.000	12.859	0.100	走行方向１次
3	0.104	0.000	2.683	0.400	
4	0.097	1.118	0.000	14.145	鉛直方向１次
5	0.076	0.000	0.000	0.000	
6	0.075	0.000	0.000	0.000	
7	0.075	0.000	0.000	0.100	
8	0.075	0.000	0.000	0.100	
9	0.068	1.311	0.173	5.302	
10	0.057	0.245	1.616	0.332	
11	0.047	2.049	0.100	2.760	
12	0.040	0.387	0.755	0.316	
13	0.039	0.200	0.866	0.100	
14	0.038	0.000	0.000	0.000	
15	0.038	0.000	0.000	0.000	
16	0.038	0.000	0.000	0.000	
17	0.038	0.000	0.000	0.000	
18	0.036	0.173	0.529	3.464	
19	0.035	0.141	1.755	2.668	
20	0.033	0.000	0.825	1.054	
21	0.032	1.136	0.000	3.217	
22	0.030	0.200	1.054	0.762	
23	0.029	0.000	0.387	1.323	
24	0.028	0.000	0.224	1.459	
25	0.027	0.200	0.000	0.224	
26	0.025	0.000	0.000	0.000	
27	0.025	0.000	0.000	0.000	
28	0.025	0.000	0.000	0.000	
29	0.025	0.000	0.000	0.000	
30	0.025	0.332	0.141	0.141	

注１：モード質量を正規化し，固有ベクトルと質量マトリックス及び加振方向を示すベクトルの積から算出した値を示す。

表４．４－４　クレーンの固有周期及び刺激係数

トロリ位置	加振方向	固有周期（sec）	刺激係数[注2]		
			横行方向	走行方向	鉛直方向
ガーダ中央	鉛直方向（UD 方向）	0.137	0.100	0.000	15.833
ガーダ端部[注1]	横行方向（NS 方向）	0.332 [注3]	13.458	0.000	0.894
	鉛直方向（UD 方向）	0.097	1.118	0.000	14.145

注１：トロリが剛脚にもっとも近づいた位置とする。

注 ２：モード質量を正規化し，固有ベクトルと質量マトリックス及び加振方向を示すベクトルの積から算出した値を示す。

注 ３：トロリ位置がガーダ中央の評価ケースと設計震度がほぼ同等であるためガーダ端部の固有周期を代表とする。

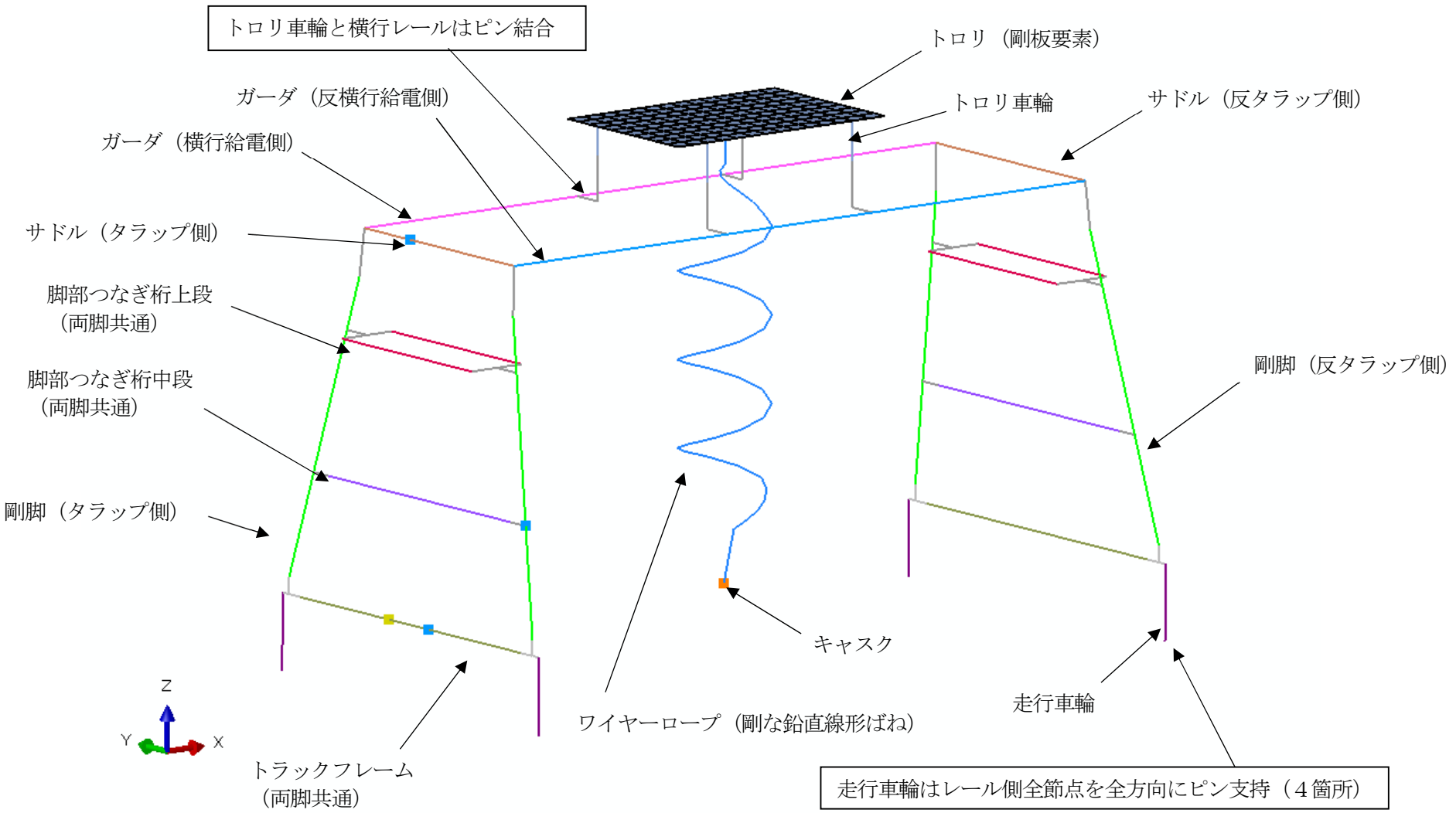
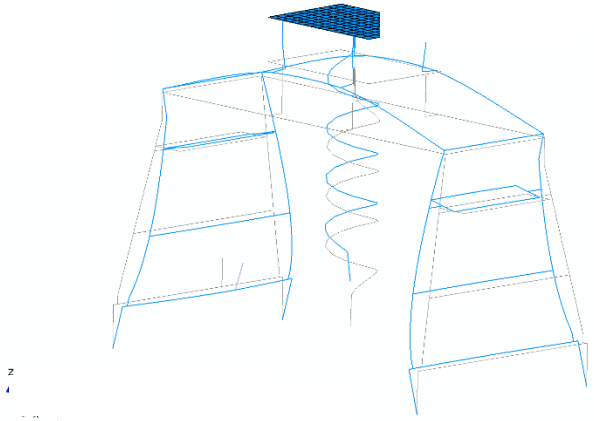
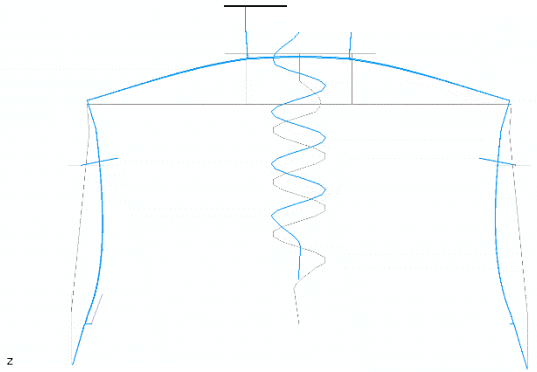


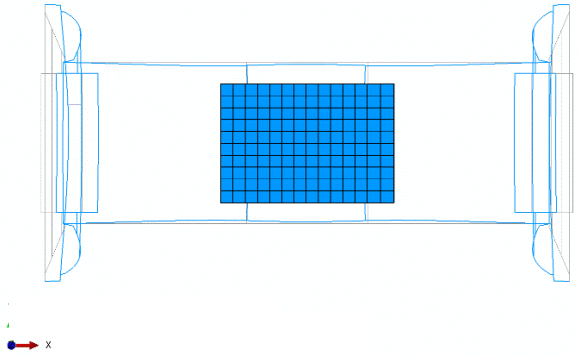
図４．４－２　解析モデル図　鳥瞰図（トロリ中央の場合）



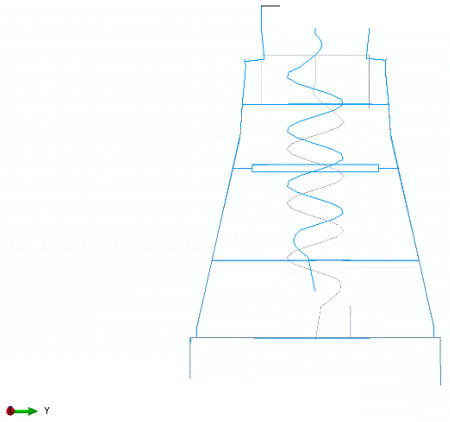
(a) 鳥瞰図



(b) 正面図

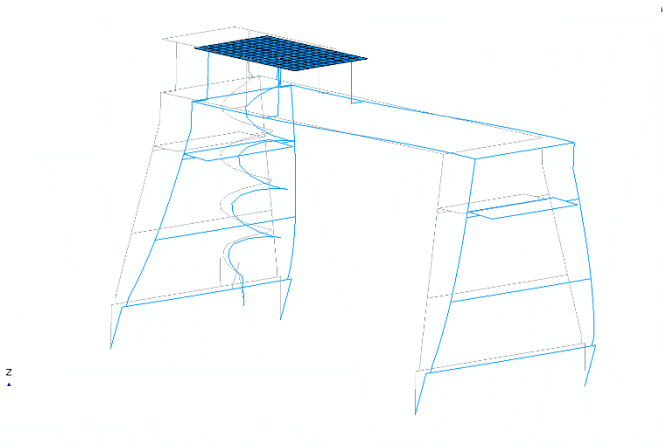


(c) 上面図

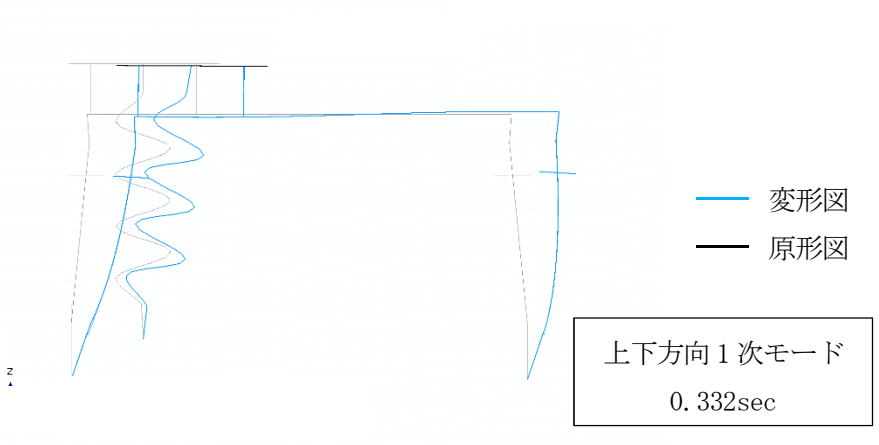


(b) 側面図

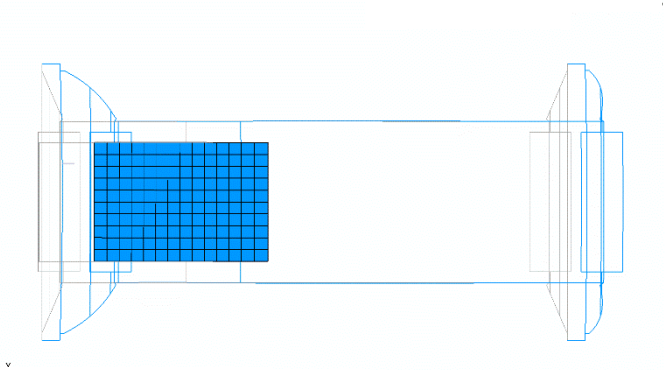
図４．４－３　変形モード図（トロリ位置ガーダ中央，鉛直方向）



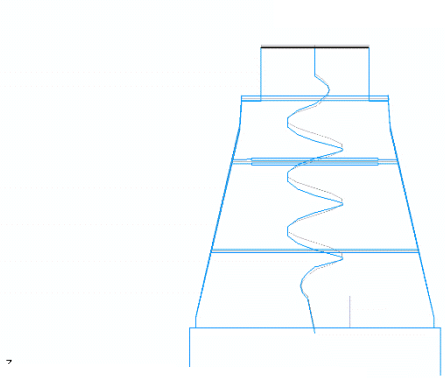
(a) 鳥瞰図



(b) 正面図

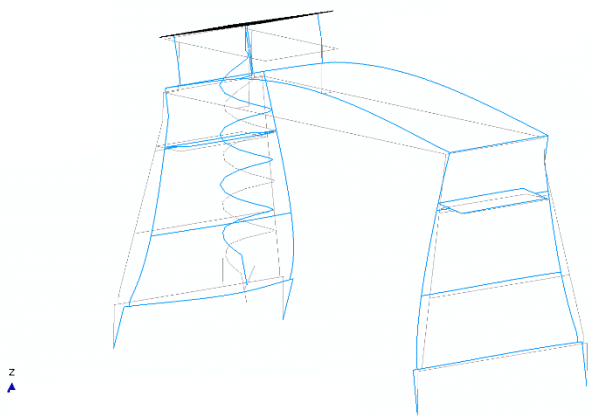


(c) 上面図

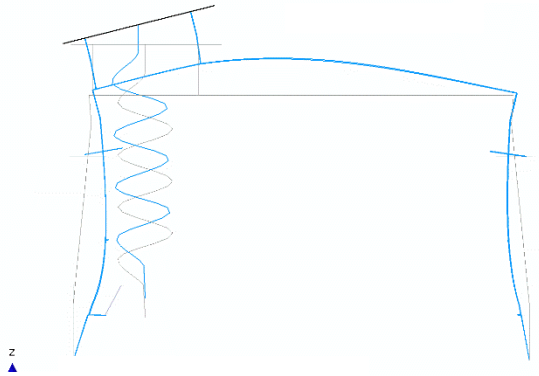


(b) 側面図

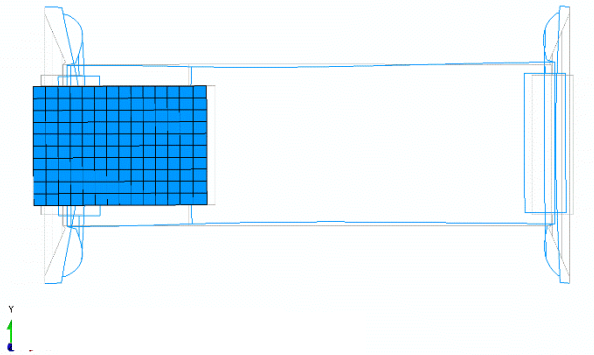
図４．４－４　変形モード図（トロリ位置ガーダ端，横行方向）



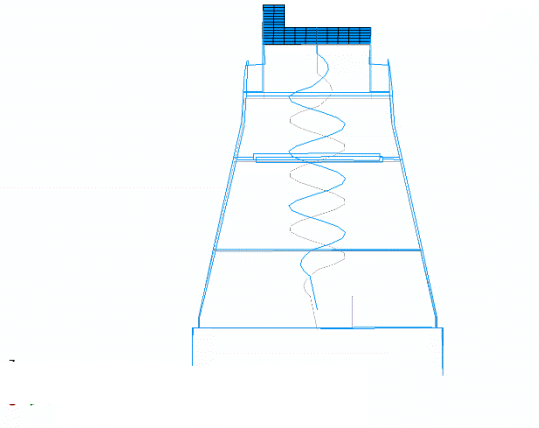
(a) 鳥瞰図



(b) 正面図



(c) 上面図



(b) 側面図

図４．４－５　変形モード図（トロリ位置ガーダ端，鉛直方向）

③　評価方法

Ａ．　走行方向（EW 方向）水平力

ａ．クレーンは，走行レール上に乗っているだけでコンクリート基礎とは固定されていないため，走行方向の水平力がクレーンに加わった場合，クレーンはレール上を滑り，クレーン自身にはレールと走行車輪間の最大静止摩擦力以上の水平力は加わらないものとする。

ｂ．クレーンの走行車輪は，8 個であり，そのうち 4 個は駆動輪，他の 4 個は従動輪である。駆動輪は電動機及び減速機等駆動機構と連結され，従動輪は連結されていないため，駆動輪のみで水平力を受けるものとする。

ｃ．走行駆動輪とレールの最大静止摩擦係数はμ＝0.3 とする。従って，クレーンガーダ（以下，「ガーダ」という。）の走行方向に作用する等価な水平震度は本クレーンの最大静止摩擦係数より以下とする。

等価静的震度=μ×｛(駆動輪数）/(走行車輪数）｝=0.3×4/8=0.15

Ｂ．　横行方向（NS 方向）水平力

ａ．横行方向は走行レールに対して直角方向であるためガーダ及びサドルはコンクリート基礎と固定されているものとし，水平力がそのままクレーンに作用する。

ｂ．トロリは横行レール上に乗っているだけで，ガーダとは固定されていないため，横行方向の水平力がトロリに加わった場合，トロリはレール上を滑るだけで，トロリ自身にはレールと横行車輪間の最大静止摩擦力以上の水平力は加わらない。

ｃ．トロリの横行車輪は，4 個であり，そのうち 2 個は駆動輪，他の 2 個は従動輪である。駆動輪は電動機及び減速機等駆動機構と連結され，従動輪は連結されていないため，駆動輪のみで水平力を受けるものとする。

ｄ．トロリ駆動輪とレールの最大静止摩擦係数はμ＝0.3 とする。従って，トロリの横行方向に作用する等価な水平震度は，トロリの最大静止摩擦係数より以下とする。

等価静的震度=μ×｛(駆動輪数）/（横行車輪数）｝=0.3×2/4=0.15

④　本設備の設計震度

「3 (3) 2) ③ 加速度応答スペクトル」にて求めた加速度応答スペクトルのうちクレーンの損傷評価で使用するスペクトルについて，横行方向を図４．４－６，鉛直方向を図４．４－７に示す。表４．４－４に示した１次モードの固有周期から算定される設計震度を表４．４－５，表４．４－６に示す。

表４．４－５　クレーンの設計震度（トロリ位置ガーダ中央）

加振方向	走行方向 (EW方向)	横行方向 (NS方向)	鉛直方向 (UD方向)
設計震度	0.15[注1]	2.25 0.15[注2]	1.45

表４．４－６　クレーンの設計震度（トロリ位置ガーダ端部）

加振方向	走行方向 (EW方向)	横行方向 (NS方向)	鉛直方向 (UD方向)
設計震度	0.15[注1]	2.25 0.15[注2]	1.28

注１：走行方向の設計震度は，次式の通り走行駆動輪とレールの最大静止摩擦係数により定まる震度とする。

等価静的震度＝最大静止摩擦係数※×｛（駆動輪数）／走行車輪数）｝

＝0.3×4／8＝0.15

注２：トロリに作用する横行方向の設計震度は，次式の通り横行駆動輪と横行レールの最大静止摩擦係数により定まる震度とする。

等価静的震度＝最大静止摩擦係数※×｛（駆動輪数）／横行車輪数）｝

＝0.3×2／4＝0.15

※：(独) 原子力安全基盤機構，“平成 20 年度 原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査 動的上下動耐震試験（クレーン類）に係る報告書”，(2009)

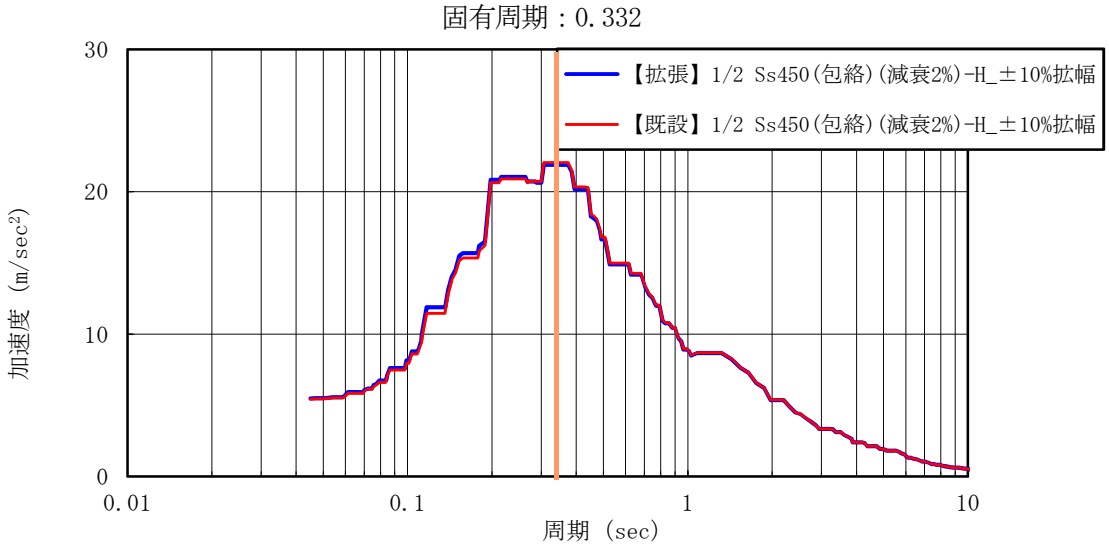


図４．４－６　横行方向加速度応答スペクトル(減衰 2%)

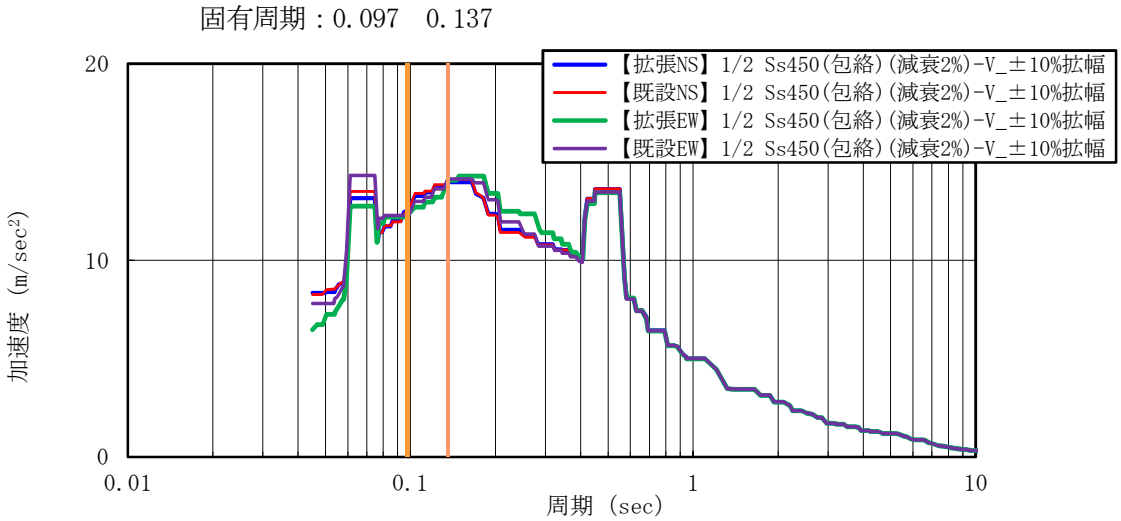


図４．４－７　鉛直方向加速度応答スペクトル(減衰 2%)

⑤　クレーン各部の応力評価

A．評価対象部位の選定

評価対象箇所を図４．４－８に示す。また評価対象部位の形状を図４．４－９～図４．４－１２に示す。評価部位は「クレーン等安全規則　第二章　第五条（設置届）」に定められる，別表に掲げる設置届届出時に強度計算書を必要とする構造部分に従い選定する。橋形クレーンはクレーンガーダ，カンチレバ及び脚が対象であり，キャスク仮保管設備で使用するクレーンはカンチレバを持たないためクレーンガーダ及び脚を対象とする。脚は応力のかかりやすい剛脚を対象とし，クレーンガーダ及び剛脚についてそれぞれ２部位を評価する。なお，各部の応力評価における水平 2 方向と鉛直方向地震力の組み合わせは SRSS 法，自重による応力と地震力による応力は絶対値和法により算出する。

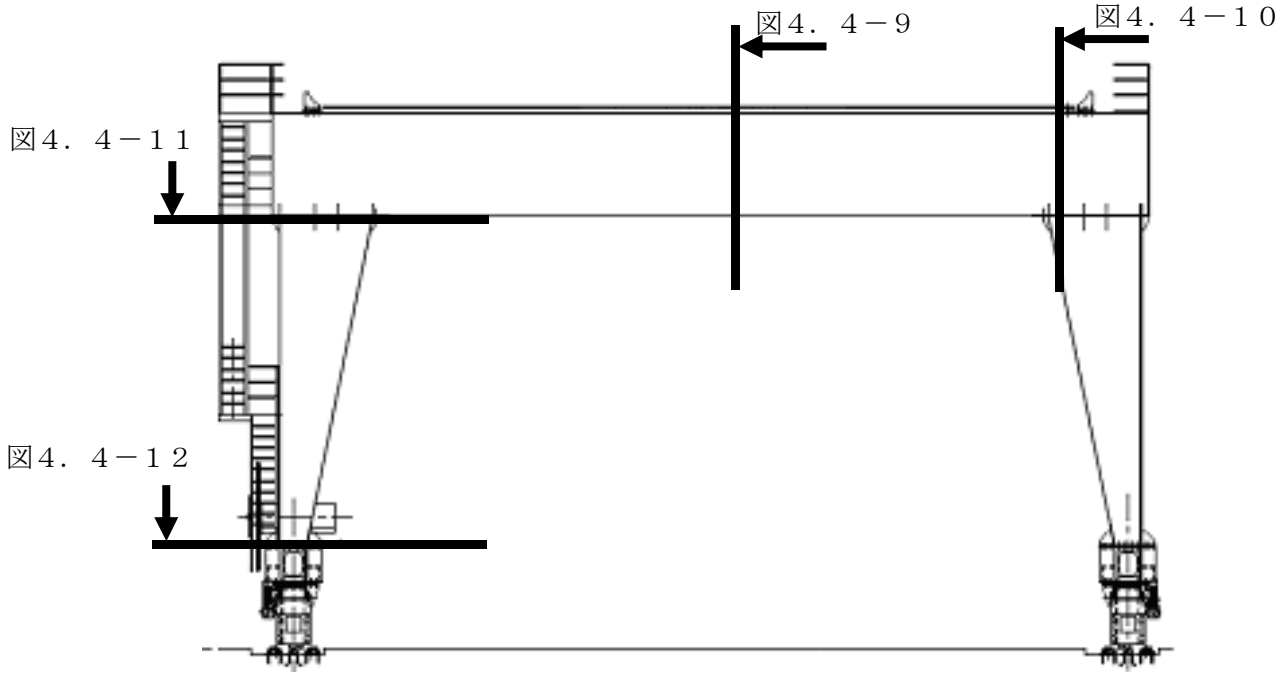
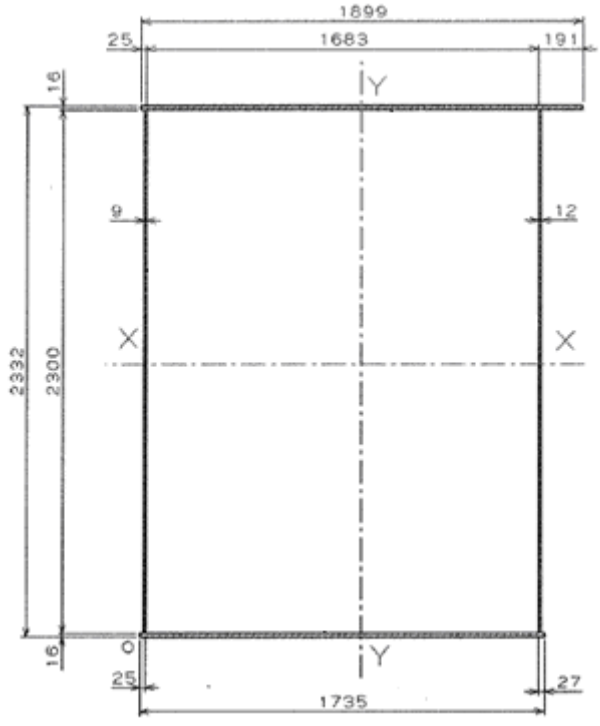
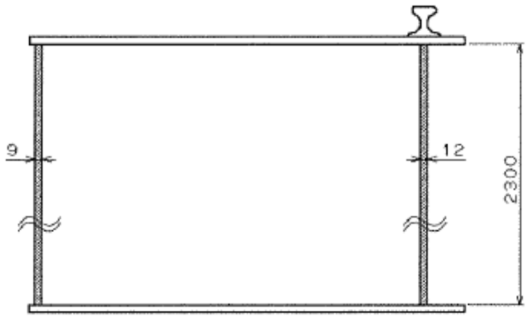


図４．４－８　応力評価部位対象箇所



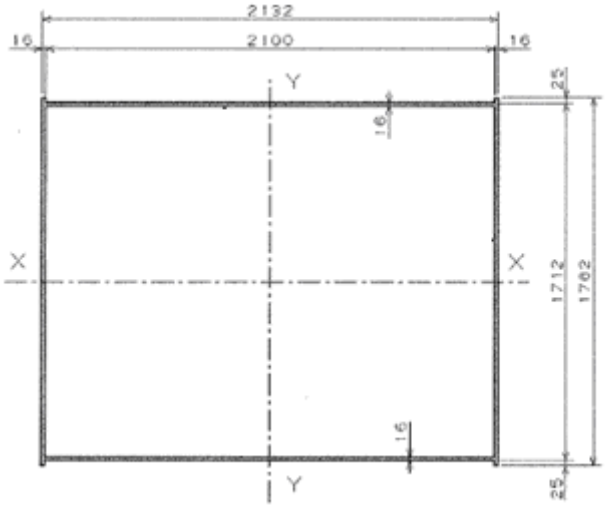
(単位:㎜)

図４．４－９　本体ガーダ中央部



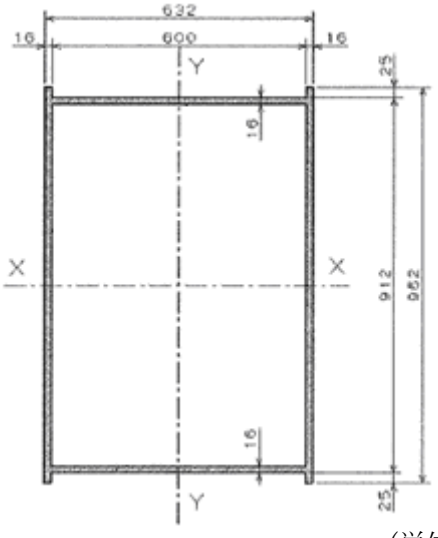
（単位:㎜）

図４．４－１０　本体ガーダ端部



（単位:㎜）

図４．４－１１　剛脚上部



（単位:㎜）

図４．４－１２　剛脚下部

Ｂ．応力の計算方法

Ａ）クレーン本体ガーダの応力

ａ．曲げ応力

ガーダに対する最大曲げ応力は図４．４－１３の場合である。

ガーダの質量によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント：M_1

$$M_1=\frac{m_g \cdot g \cdot l}{8}$$

ここで,

M_1：ガーダ質量によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント(N・mm)

m_g：ガーダ１本当たりの質量（横行給電側）（＝[redacted]kg）

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

l：走行レール間距離(＝[redacted] m)

トロリの質量によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント：M_2

$$M_2=\frac{m_t \cdot g \cdot l_1}{4}$$

ここで,

M_2：トロリ質量によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント(N・mm)

m_t：トロリ質量（ワイヤ，フック含む）（＝51400kg）

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

l_1：トロリがクレーン中央部にある場合の走行レールとトロリ車輪との距離

（＝[redacted] m）

主巻定格荷重（質量）によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント：M_3

$$M_3=\frac{m_m \cdot g \cdot l_1}{4}$$

ここで,

M_3：主巻定格荷重(質量)によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント(N・mm)

m_m：主巻定格荷重(質量)（＝150000kg）

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

l_1：トロリがクレーン中央部にある場合の走行レールとトロリ車輪との距離

（＝[redacted] m）

ガーダ中央部の合計垂直曲げモーメント：M_V

$$M_v = M_1 + M_2 + M_3$$

ここで,

M_v：ガーダ中央部の合計垂直曲げモーメント(N・mm)

M_1：ガーダ質量によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント(N・mm)

M_2：トロリ質量によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント(N・mm)

M_3：主巻定格荷重(質量)によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント(N・mm)

M_Vによるガーダ中央部の垂直曲げ（引張）応力

自重のみによる応力：σ_{vt}

$$\sigma_{vt} = \frac{M_V}{Z_{xt}}$$

ここで,

σ_{vt}：MV によるガーダ中央部の曲げ(引張)応力(自重のみによる応力) (N/mm^2)

M_v：ガーダ中央部の合計垂直曲げモーメント(N・mm)

Z_{xt}：ガーダ中央部の X 軸に関する断面係数(下フランジ側) (＝[redacted] m^3)

鉛直方向地震力による応力：σ_{vtz}

$$\sigma_{vtz} = \frac{M_V}{Z_{xt}} \cdot C_{V1}$$

ここで,

σ_{vtz}：M_Vによるガーダ中央部の曲げ(引張)応力(鉛直方向地震力による応力) (N/mm^2)

M_v：ガーダ中央部の合計垂直曲げモーメント(N・mm)

Z_{xt}：ガーダ中央部の X 軸に関する断面係数(下フランジ側) (＝[redacted] m^3)

C_{v1}:ガーダ中央にトロリがある場合の固有周期より求まる鉛直方向設計震度（＝1.45）

水平地震力によるガーダ質量に対するガーダ中央部の水平曲げモーメント：M_4

$$M_4 = M_1 \cdot C_H$$

ここで,

M_4：水平地震力によるガーダ質量に対するガーダ中央部の水平曲げモーメント(N・mm)

M_1：ガーダ質量によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント(N・mm)

C_H：最大静止摩擦係数より求めた水平方向設計震度(EW 方向) (＝0.15)

水平地震力によるトロリ質量に対するガーダ中央部の水平曲げモーメント：M_5

$$M_5 = M_2 \cdot C_H$$

M_5：水平地震力によるトロリ質量に対するガーダ中央部の水平曲げモーメント(N・mm)

M_2：トロリ質量によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント(N・mm)

C_H：最大静止摩擦係数より求めた水平方向設計震度(EW 方向) (＝0.15)

ガーダ中央部の合計水平曲げモーメント：M_H

$$M_H = M_4 + M_5$$

ここで,

M_H：ガーダ中央部の合計水平曲げモーメント(N・mm)

M_4：水平地震力によるガーダ質量に対するガーダ中央部の水平曲げモーメント(N・mm)

M_5：水平地震力によるトロリ質量に対するガーダ中央部の水平曲げモーメント(N・mm)

M_Hによるガーダ中央部の曲げ（引張）応力

EW（走行）方向地震力による応力：σ_h

$$\sigma_h = \frac{M_H}{Z_{y1}}$$

ここで,

σ_h：M_Hによるガーダ中央部の曲げ(引張)応力(走行方向地震力による応力) (N/mm^2)

M_H：ガーダ中央部の合計水平曲げモーメント(N・mm)

Z_{y1}：ガーダ中央部のY軸に関する断面係数(横行レール側)（＝[redacted] m^3)

ガーダ中央部の曲げ（引張）応力：σ_t

$$\sigma_t = \sigma_{vt} + \sqrt{{\sigma_{vtz}}^2 + {\sigma_h}^2}$$

ここで,

σ_t：ガーダ中央部の曲げ（引張）応力 (N/mm^2)

σ_{vt}：M_Vによるガーダ中央部の曲げ(引張)応力(自重のみによる応力) (N/mm^2)

σ_{vtz}：M_Vによるガーダ中央部の曲げ(引張)応力(鉛直方向地震力による応力) (N/mm^2)

σ_h：M_Hによるガーダ中央部の曲げ(引張)応力(走行方向地震力による応力) (N/mm^2)

b．せん断応力

ガーダに対する最大せん断応力は図４．４－１５の場合である。

ガーダ質量によるガーダ端部のせん断力：Q_1

$$Q_1 = \frac{m_g \cdot g}{2} \cdot (1 + C_{v2})$$

ここで,

Q_1：ガーダ質量によるガーダ端部のせん断力(N)

m_g：ガーダ１本当たりの質量（横行給電側）（＝[redacted]kg)

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

C_{v2}：ガーダ端部にトロリがある場合の固有周期より求まる鉛直方向設計震度（＝1.28)

トロリがガーダ端部に寄った場合のトロリ質量によるガーダ端部のせん断力：Q_2

$$Q_2 = \frac{m_t \cdot g}{2} \cdot \frac{\left(\frac{l_2}{2} + l_4\right)}{l} \cdot (1 + C_{v2})$$

ここで,

Q_2：トロリ質量によるガーダ端部のせん断力(N)

m_t：トロリ質量（ワイヤ，フック含む）（＝51400kg）

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

C_{v2}：ガーダ端部にトロリがある場合の固有周期より求まる鉛直方向設計震度（＝1.28）

l_2：トロリ車輪間距離(＝[redacted] m)

l_4：トロリが走行給電側クレーン端部にある場合の走行レールとトロリ車輪との距離(＝[redacted] m)

l：走行レール間距離(＝[redacted] m)

トロリがガーダ端部に寄った場合の主巻定格荷重（質量）によるガーダ端部のせん断力：Q_3

$$Q_3 = \frac{m_m \cdot g}{2} \cdot \frac{\left(\frac{l_2}{2} + l_4\right)}{l} \cdot (1 + C_{v2})$$

ここで,

Q_3：主巻定格荷重(質量)によるガーダ端部のせん断力(N)

m_m：主巻定格荷重(質量)（＝150000kg）

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

C_{v2}：ガーダ端部にトロリがある場合の固有周期より求まる鉛直方向設計震度(＝1.28)

l_2：トロリ車輪間距離(mm)

l_4：トロリが走行給電側クレーン端部にある場合の走行レールとトロリ車輪との距離(mm)

l：走行レール間距離(mm)

ガーダ端部の合計せん断力：Q

$$Q = Q_1 + Q_2 + Q_3$$

ここで,

Q：ガーダ端部の合計せん断力(N)

Q_1：ガーダ質量によるガーダ端部のせん断力(N)

Q_2：トロリ質量によるガーダ端部のせん断力(N)

Q_3：主巻定格荷重(質量)によるガーダ端部のせん断力(N)

ガーダ端部のせん断応力：τ

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

ここで，

τ ：ガーダ端部のせん断応力(N/mm^2)

Q：ガーダ端部の合計せん断力(N)

A_V：ガーダ端部のウェブの断面積(＝[redacted] m^2)

c．組合せ応力

ガーダに対する最大の組合せ応力は図４．４－１３の場合である。ただし，この場合ガーダ中央部のせん断力は 0 であるが，安全側にトロリ車輪位置のせん断力がガーダ中央にかかるものとする。

a）曲げ応力

a．項で求めたガーダ中央部の曲げ(引張)応力σ_tとする。

b）せん断応力

主巻定格荷重（質量）及びトロリ質量によるガーダ中央部（横行車輪位置）のせん断力：Q_4

$$Q_4 = \left(\frac{m_t \cdot g}{4} + \frac{m_m \cdot g}{4}\right) \cdot (1 + C_{v1})$$

ここで，

Q_4：主巻定格荷重（質量）及びトロリ質量によるガーダ中央部（横行車輪位置）のせん断力(N)

m_t：トロリ質量（ワイヤ，フック含む）（＝51400kg)

m_m：主巻定格荷重(質量)（＝150000kg)

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

Cv_1：ガーダ中央にトロリがある場合の固有周期より求まる鉛直方向設計震度（＝1.45)

ガーダ中央部（横行車輪位置）のせん断力：τ_3

$$\tau_3 = \frac{Q_4}{A_{V1}}$$

ここで，

τ_3：ガーダ中央部（横行車輪位置）のせん断応力(N/mm^2)

Q_4：主巻定格荷重（質量）及びトロリ質量によるガーダ中央部（横行車輪位置）のせん断力(N)

A_{V1}：ガーダ中央部の断面積(＝[redacted] m^2)

c）組合せ応力

$$\sigma_T = \sqrt{{\sigma_t}^2 + 3 \cdot {\tau_3}^2}$$

ここで,

σ_T：ガーダ中央部の組合せ応力(N/mm^2)

σ_t：ガーダ中央部の曲げ(引張)応力(N/mm^2)

τ_3：ガーダ中央部（横行車輪位置）のせん断応力(N/mm^2)

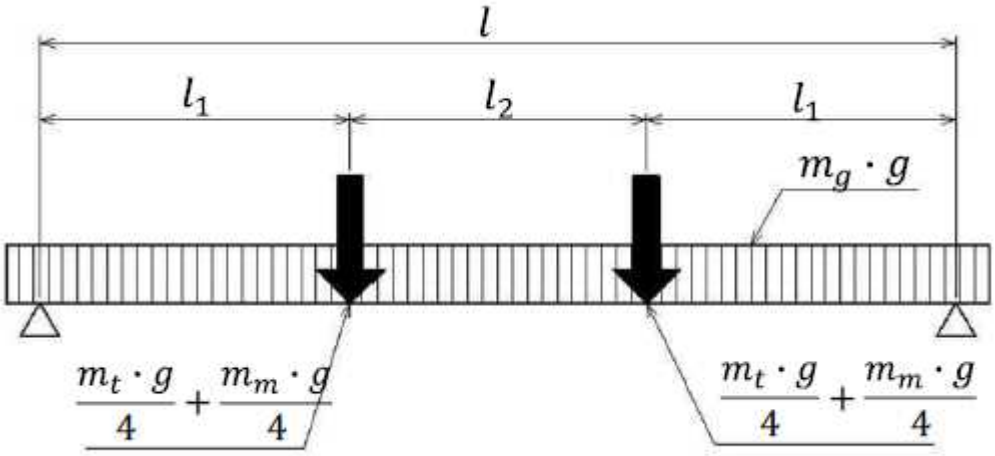


図４．４－１３　トロリがガーダ中央にある場合

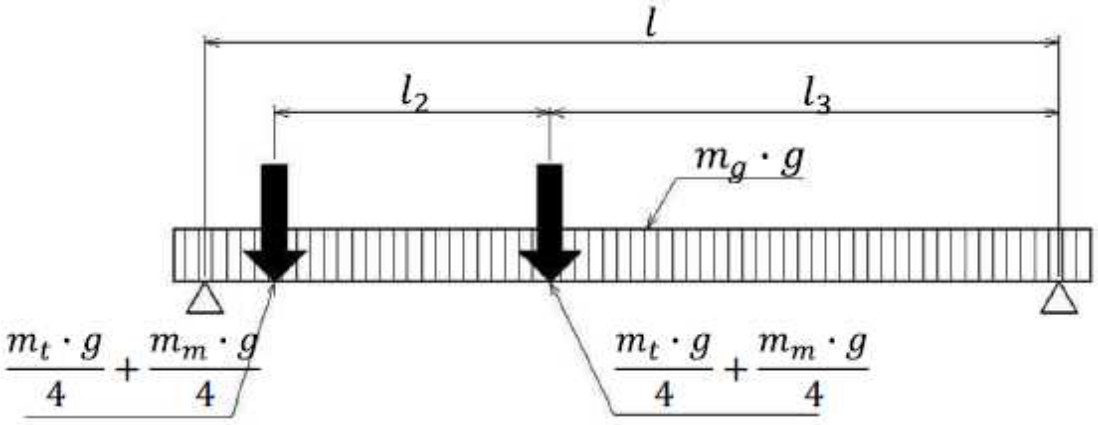


図４．４－１４　トロリが反走行給電側端部にある場合

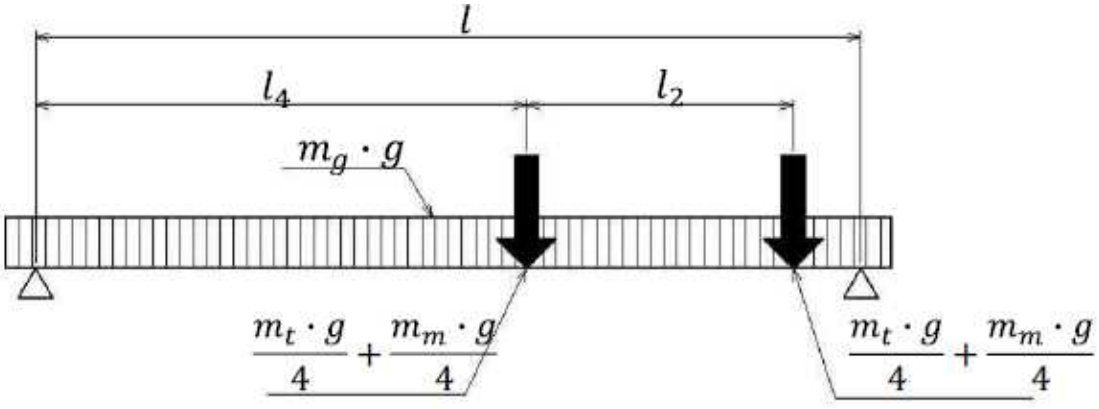


図４．４－１５　トロリが走行給電側端部にある場合

B）剛脚の応力

ａ．曲げ応力

剛脚に対する最大曲げ応力はトロリが剛脚側に寄った時である図４．４－１５である。

剛脚の剛比：k_1

$$k_1 = \frac{I_{x14} \cdot l_{24}}{I_{x11} \cdot l_{22}}$$

ここで,

k_1：剛脚の剛比(－)

I_{x14}：剛脚側ガーダつなぎの X 軸に関する断面二次モーメント(＝[redacted] m^4)

l_{24}：剛脚の長さ(＝[redacted] m)

I_{x11}：剛脚上部の X 軸に関する断面二次モーメント(＝[redacted] m^4)

l_{22}：剛脚軸芯間距離（上側）（＝[redacted] m)

不静定時数：m_1

$$m_1 = 3 + 2 \times k_1$$

ここで,

m_1：剛脚の不静定時数(－)

k_1：剛脚の剛比(－)

（ａ-1）ガーダ質量による最大曲げモーメント：M_{B11}

$$M_{B11} = \left| -\frac{P_{k11} \cdot l_{22}}{4 \cdot m_1} \right|$$

ここで,

M_{B11}：ガーダ質量による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

P_{k11}：ガーダ質量による剛脚に加わる荷重(N)

l_{22}：剛脚軸芯間距離（上側）（＝[redacted] m)

m_1：剛脚の不静定時数(－)

ガーダ質量による剛脚に加わる荷重：P_{k11}

$$P_{k11} = \frac{m_g \cdot g + m_{g2} \cdot g}{2} + m_{g3} \cdot g$$

ここで,

P_{k11}：ガーダ質量による剛脚に加わる荷重(N)

m_{g2}：反横行給電側ガーダの質量(＝[redacted]kg)

m_{g3}：走行給電側ガーダつなぎの質量(＝[redacted]kg)

m_g：ガーダ１本当たりの質量（横行給電側）（＝[redacted]kg)

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

ガーダ質量による剛脚下部の水平方向反力：H_{a11}

$$H_{a11}=\frac{P_{k11}\cdot l_{22}}{2\cdot l_{23}}\left\{\frac{l_{25}}{l_{22}}+\frac{1}{2\cdot m_1}\right\}$$

ここで,

H_{a11}：ガーダ質量による剛脚下部の水平方向反力(N)

P_{k11}：ガーダ質量による剛脚に加わる荷重(N)

l_{22}：剛脚軸芯間距離（上側）（＝[redacted] m)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{25}：剛脚上下軸芯の差(＝[redacted] m)

m_1：剛脚の不静定時数(－)

ガーダ質量による剛脚下部の鉛直方向反力：V_{a11}

$$V_{a11}=\frac{P_{k11}}{2}$$

ここで,

V_{a11}：ガーダ質量による剛脚下部の鉛直方向反力(N)

P_{k11}：ガーダ質量による剛脚に加わる荷重(N)

ガーダ質量による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント：M_{B11a}

$$M_{B11a}=M_{B11}\cdot\frac{l_{26}}{l_{23}}$$

ここで,

M_{B11a}：ガーダ質量による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(N・mm)

M_{B11}：ガーダ質量による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{26}：剛脚最小断面までの高さ(＝[redacted] m)

(a-2) トロリ質量による最大曲げモーメント：M_{B12}

$$M_{B12}=|V_{a12}\cdot l_{25}-H_{a12}\cdot l_{23}|$$

ここで,

M_{B12}：トロリ質量による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

V_{a12}：トロリ質量による剛脚下部の鉛直方向反力(N)

H_{a12}：トロリ質量による剛脚下部の水平方向反力(N)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{25}：剛脚上下軸芯の差(＝[redacted] m)

トロリ質量による剛脚に加わる荷重：P_{k12}

$$P_{k12} = \frac{m_t \cdot g}{2} \cdot \frac{l_4 + \frac{l_2}{2}}{l}$$

ここで,

P_{k12}：トロリ質量による剛脚に加わる荷重(N)

m_t：トロリ質量（ワイヤ，フック含む）（＝51400kg)

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

l_2：トロリ車輪間距離(＝[redacted] m)

l_4：トロリが走行給電側クレーン端部にある場合の走行レールとトロリ車輪との距離(＝[redacted] m)

トロリ質量による剛脚下部の水平方向反力：H_{a12}

$$H_{a12} = \frac{P_{k12} \cdot l_{25}}{l_{23}} + P_{k12} \cdot l_9 \cdot (l_8 + l_9) \cdot \frac{3}{l_{22} \cdot l_{23} \cdot m_1}$$

ここで,

H_{a12}：トロリ質量による剛脚下部の水平方向反力(N)

P_{k12}：トロリ質量による剛脚に加わる荷重(N)

l_8：トロリスパン(＝[redacted] m)

l_9：剛脚上側軸芯～横行レール中心までの距離(＝[redacted] m)

l_{22}：剛脚軸芯間距離（上側）(＝[redacted] m)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{25}：剛脚上下軸芯の差(＝[redacted] m)

m_1：剛脚の不静定時数(－)

トロリ質量による剛脚下部の鉛直方向反力：V_{a12}

$$V_{a12} = P_{k12}$$

ここで,

V_{a12}：トロリ質量による剛脚下部の鉛直方向反力(N)

P_{k12}：トロリ質量による剛脚に加わる荷重(N)

トロリ質量による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント：M_{B12a}

$$M_{B12a} = M_{B12} \cdot \frac{l_{26}}{l_{23}}$$

ここで,

M_{B12a}：トロリ質量による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(N・mm)

M_{B12}：トロリ質量による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{26}：剛脚最小断面までの高さ(＝[redacted] m)

（a-3）主巻定格荷重(質量)による最大曲げモーメント：M_{B13}

$$M_{B13} = |V_{a13} \cdot l_{25} - H_{a13} \cdot l_{23}|$$

ここで,

M_{B13}：主巻定格荷重(質量)による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

V_{a13}：主巻定格荷重(質量)による剛脚下部の鉛直方向反力(N)

H_{a13}：主巻定格荷重(質量)による剛脚下部の水平方向反力(N)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{25}：剛脚上下軸芯の差(＝[redacted] m)

主巻定格荷重（質量）による剛脚に加わる荷重：P_{k13}

$$P_{k13} = \frac{m_m \cdot g}{2} \cdot \frac{l_4 + \frac{l_2}{2}}{l}$$

ここで,

P_{k13}：主巻定格荷重(質量)による剛脚に加わる荷重(N)

m_m：主巻定格荷重(質量)（＝150000kg)

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

l_2：トロリ車輪間距離(＝[redacted] m)

l_4：トロリが走行給電側クレーン端部にある場合の走行レールとトロリ車輪との距離(＝[redacted] m)

主巻定格荷重（質量）による剛脚下部の水平方向反力：H_{a13}

$$H_{a13} = \frac{P_{k13} \cdot l_{25}}{l_{23}} + P_{k13} \cdot l_9 \cdot (l_8 + l_9) \cdot \frac{3}{l_{22} \cdot l_{23} \cdot m_1}$$

ここで,

H_{a13}：主巻定格荷重（質量）による剛脚下部の水平方向反力(N)

P_{k13}：主巻定格荷重(質量)による剛脚に加わる荷重(N)

l_8：トロリスパン(＝[redacted] m)

l_9：剛脚上側軸芯～横行レール中心までの距離(＝[redacted] m)

l_{22}：剛脚軸芯間距離（上側）(＝[redacted] m)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{25}：剛脚上下軸芯の差(＝[redacted] m)

m_1：剛脚の不静定時数(－)

主巻定格荷重（質量）による剛脚下部の鉛直方向反力：V_{a13}

$$V_{a13} = P_{k13}$$

ここで,

V_{a13}：主巻定格荷重（質量）による剛脚下部の鉛直方向反力(N)

P_{k13}：主巻定格荷重(質量)による剛脚に加わる荷重(N)

主巻定格荷重（質量）による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント：M_{B13a}

$$M_{B13a} = M_{B13} \cdot \frac{l_{26}}{l_{23}}$$

ここで,

M_{B13a}：主巻定格荷重（質量）による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(N・mm)

M_{B13}：主巻定格荷重(質量)による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{26}：剛脚最小断面までの高さ(＝[redacted] m)

(ａ-4) 垂直荷重による剛脚の合計曲げモーメント

自重のみによる合計曲げモーメント：M_{V1}

$$M_{v1} = M_{B11} + M_{B12} + M_{B13}$$

ここで,

M_{v1}：剛脚の垂直荷重による合計曲げモーメント(自重のみによる合計曲げモーメント)(N・mm)

M_{B11}：ガーダ質量による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

M_{B12}：トロリ質量による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

M_{B13}：主巻定格荷重(質量)による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

鉛直方向地震力による合計曲げモーメント：M_{V1z}

$$M_{v1Z} = (M_{B11} + M_{B12} + M_{B13}) \times C_{V1}$$

ここで,

M_{v1z}：剛脚の垂直荷重による合計曲げモーメント(鉛直方向地震力による合計曲げモーメント)（N・mm)

M_{B11}：ガーダ質量による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

M_{B12}：トロリ質量による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

M_{B13}：主巻定格荷重(質量)による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

C_{v1}：ガーダ中央にトロリがある場合の固有周期より求まる鉛直方向設計震度（＝1.45）

（ａ-5）垂直荷重による剛脚最小断面位置（下部）での合計曲げモーメント

自重のみによる合計曲げモーメント：M_{V1a}

$$M_{v1a} = M_{B11a} + M_{B12a} + M_{B13a}$$

ここで,

M_{v1a}：垂直荷重による剛脚最小断面位置（下部）での合計曲げモーメント(自重のみによる合計曲げモーメント)（N・mm）

M_{B11a}：ガーダ質量による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(N・mm)

M_{B12a}：トロリ質量による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(N・mm)

M_{B13a}：主巻定格荷重（質量）による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント（N・mm）

鉛直方向地震力による合計曲げモーメント：M_{V1za}

$$M_{v1Za} = (M_{B11a} + M_{B12a} + M_{B13a}) \times C_{V1}$$

ここで,

M_{v1za}：垂直荷重による剛脚最小断面位置（下部）での合計曲げモーメント(鉛直方向地震力による合計曲げモーメント)（N・mm）

M_{B11a}：ガーダ質量による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(N・mm)

M_{B12a}：トロリ質量による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(N・mm)

M_{B13a}：主巻定格荷重（質量）による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント（N・mm）

C_{v1}：ガーダ中央にトロリがある場合の固有周期より求まる鉛直方向設計震度（＝1.45）

（ａ-6）走行方向水平地震力による剛脚曲げモーメント：M_{B14}

$$M_{B14} = \left| \frac{V_{a14} \cdot l_{22}}{2} \right|$$

ここで,

M_{B14}：走行方向水平地震力による剛脚曲げモーメント(EW(走行)方向地震力による曲げモーメント)（N・mm）

V_{a14}：走行方向水平地震力による剛脚下部の垂直方向反力(N)

l_{22}：剛脚軸芯間距離（上側）（＝[redacted] m）

走行方向水平地震力：P_{k14}

$$P_{k14} = (P_{k11} + 2 \times P_{k12} + m_{l1} \cdot g) \times C_H$$

ここで,

P_{k14}：走行方向水平地震力(N)

P_{k11}：ガーダ質量による剛脚に加わる荷重(N)

P_{k12}：トロリ質量による剛脚に加わる荷重(N)

m_{11}：走行給電側剛脚の質量（＝[redacted]kg）

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

C_H：最大静止摩擦係数より求めた水平方向設計震度(EW 方向)（＝0.15）

走行方向水平地震力による剛脚下部の水平方向反力：H_{a14}

$$H_{a14} = \frac{P_{k14}}{2}$$

ここで,

H_{a14}：走行方向水平地震力による剛脚下部の水平方向反力(N)

P_{k14}：走行方向水平地震力(N)

走行方向水平地震力による剛脚下部の垂直方向反力：V_{a14}

$$V_{a14} = \frac{P_{k14} \cdot l_{23}}{l_{21}}$$

ここで,

V_{a14}：走行方向水平地震力による剛脚下部の垂直方向反力(N)

P_{k14}：走行方向水平地震力(N)

l_{21}：剛脚軸芯間距離（下側）（＝[redacted] m）

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

走行方向水平地震力による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント：M_{B14a}

$$M_{B14a} = M_{B14} \cdot \frac{l_{26}}{l_{23}}$$

ここで,

M_{B14a}：走行方向水平地震力による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント
(EW(走行)方向地震力による曲げモーメント)（N・mm）

M_{B14}：走行方向水平地震力による剛脚曲げモーメント(EW(走行)方向地震力による曲げモーメント)（N・mm）

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{26}：剛脚最小断面までの高さ(＝[redacted] m)

（ａ-7）剛脚の走行方向曲げ応力

自重のみによる応力：σ_{vt1}

$$\sigma_{vt1} = \frac{M_{V1}}{Z_{x11}}$$

ここで,

σ_{vt1}：剛脚の走行方向曲げ応力(自重のみによる応力) (N/mm^2)

M_{V1}：剛脚の垂直荷重による合計曲げモーメント(自重のみによる合計曲げモーメント) (N・mm)

Z_{x11}：剛脚上部のX軸に関する断面係数(＝[redacted] m^3)

EW（走行）方向地震力による応力：σ_{vt1y}

$$\sigma_{vt1y} = \frac{M_{B14}}{Z_{x11}}$$

ここで,

σ_{vt1y}：剛脚の走行方向曲げ応力(EW(走行)方向地震力による応力) (N/mm^2)

M_{B14}：走行方向水平地震力による剛脚曲げモーメント(EW(走行)方向地震力による曲げモーメント) (N・mm)

Z_{x11}：剛脚上部のX軸に関する断面係数(＝[redacted] m^3)

鉛直方向地震力による応力：σ_{vt1z}

$$\sigma_{vt1Z} = \frac{M_{V1Z}}{Z_{x11}}$$

ここで,

σ_{vt1z}：剛脚の走行方向曲げ応力(鉛直方向地震力による応力) (N/mm^2)

M_{V1z}：剛脚の垂直荷重による合計曲げモーメント(鉛直方向地震力による合計曲げモーメント) (N・mm)

Z_{x11}：剛脚上部のX軸に関する断面係数(＝[redacted] m^3)

（a-8）剛脚最小断面位置（下部）での走行方向曲げ応力

自重のみによる応力：σ_{vt1a}

$$\sigma_{vt1a} = \frac{M_{V1a}}{Z_{x13}}$$

ここで,

σ_{vt1a}:剛脚最小断面位置(下部)での走行方向曲げ応力(自重のみによる応力) (N/mm^2)

M_{V1a}：垂直荷重による剛脚最小断面位置（下部）での合計曲げモーメント(自重のみによる合計曲げモーメント) (N・mm)

Z_{x13}：剛脚下部のX軸に関する断面係数(＝[redacted] m^3)

EW（走行）方向地震力による応力：σ_{vt1ya}

$$\sigma_{vt1ya} = \frac{M_{B14a}}{Z_{x13}}$$

ここで,

σ_{vt1ya}：剛脚最小断面位置（下部）での走行方向曲げ応力(EW(走行)方向地震力による応力)（N/mm^2）

M_{B14a}：走行方向水平地震力による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(EW(走行)方向地震力による曲げモーメント)（N・mm）

Z_{x13}：剛脚下部のX軸に関する断面係数(＝[redacted] m^3)

鉛直方向地震力による応力：σ_{vt1za}

$$\sigma_{vt1Za} = \frac{M_{V1Za}}{Z_{x13}}$$

ここで,

σ_{vt1za}：剛脚最小断面位置（下部）での走行方向曲げ応力(鉛直方向地震力による応力)（N/mm^2）

M_{V1za}：垂直荷重による剛脚最小断面位置（下部）での合計曲げモーメント(鉛直方向地震力による合計曲げモーメント)（N・mm）

Z_{x13}：剛脚下部のX軸に関する断面係数(＝[redacted] m^3)

（a-9）横行方向水平地震力による剛脚曲げモーメント：M_{B15}

$$M_{B15} = \frac{P_{k15} \cdot l_{23}}{2}$$

ここで,

M_{B15}：横行方向水平地震力による剛脚曲げモーメント(NS(横行)方向地震力による曲げモーメント)（N・mm）

P_{k15}：剛脚１本に作用する横行方向水平地震力(N)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

剛脚１本に作用する横行方向水平地震力：P_{k15}

$$P_{k15} = \left(\frac{m_g \cdot g + m_{g2} \cdot g + m_{g3} \cdot g + m_{g4} \cdot g + m_{l1} \cdot g + m_{l2} \cdot g}{2}\right) \times C_{H1} + P_{k12} \times C_{H2}$$

ここで,

P_{k15}：剛脚１本に作用する横行方向水平地震力(N)

m_g：ガーダ１本当たりの質量（横行給電側）（＝[redacted]kg）

m_{g2}：反横行給電側ガーダの質量(＝[redacted]kg)

m_{g3}：走行給電側ガーダつなぎの質量(＝[redacted]kg)

m_{g4}：反走行給電側ガーダつなぎの質量(＝[redacted]kg)

m_{l1}：走行給電側剛脚の質量(＝[redacted]kg)

m_{l2}：反走行給電側剛脚の質量(＝[redacted]kg)

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

P_{k12}：トロリ質量による剛脚に加わる荷重(N)

C_{H1}：水平方向(NS 方向)設計震度(＝2.25)

C_{H2}：最大静止摩擦係数より求めた水平方向設計震度(NS 方向)（＝0.15）

横行方向水平地震力による剛脚下部の水平方向反力：H_{a15}

$$H_{a15} = \frac{P_{k15}}{2}$$

ここで,

H_{a15}：横行方向水平地震力による剛脚下部の水平方向反力(N)

P_{k15}：剛脚１本に作用する横行方向水平地震力(N)

横行方向水平地震力による剛脚下部の垂直方向反力：V_{a15}

$$V_{a15} = P_{k15} \cdot \frac{l_{23}}{l}$$

ここで,

V_{a15}：横行方向水平地震力による剛脚下部の垂直方向反力(N)

P_{k15}：剛脚１本に作用する横行方向水平地震力(N)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

横行方向水平地震力による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント：M_{B15a}

$$M_{B15a} = M_{B15} \cdot \frac{l_{26}}{l_{23}}$$

ここで,

M_{B15a}：横行方向水平地震力による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(NS(横行)方向地震力による曲げモーメント)（N・mm）

M_{B15}：横行方向水平地震力による剛脚曲げモーメント(NS(横行)方向地震力による曲げモーメント)（N・mm）

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{26}：剛脚最小断面までの高さ(＝[redacted] m)

（a-10）剛脚の横行方向曲げ応力

NS（横行）方向地震力による応力：σ_{ht1}

$$\sigma_{ht1} = \frac{M_{B15}}{Z_{y11}}$$

ここで,

σ_{ht1}：剛脚の横行方向曲げ応力(NS(横行)方向地震力による応力)（N/mm^2）

M_{B15}：横行方向水平地震力による剛脚曲げモーメント(NS(横行)方向地震力による曲げモーメント)（N・mm）

Z_{y11}：剛脚上部のY軸に関する断面係数(＝[redacted] m^3)

（a-11）剛脚最小断面位置（下部）での横行方向曲げ応力

NS（横行）方向地震力による応力：σ_{ht1a}

$$\sigma_{ht1a} = \frac{M_{B15a}}{Z_{y13}}$$

ここで,

σ_{ht1a}：剛脚最小断面位置（下部）での横行方向曲げ応力(NS(横行)方向地震力による応力)（N/mm^2）

M_{B15a}：横行方向水平地震力による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(NS(横行)方向地震力による曲げモーメント)（N・mm）

Z_{y13}：剛脚下部のY軸に関する断面係数(＝[redacted] m^3)

（a-12）剛脚の曲げ応力：σ_{t11}

$$\sigma_{t11} = \sigma_{vt1} + \sqrt{{\sigma_{vt1y}}^2 + {\sigma_{ht1}}^2 + {\sigma_{vt1z}}^2}$$

ここで,

σ_{t11}：剛脚の曲げ応力(N/mm^2)

σ_{vt1}：剛脚の走行方向曲げ応力(自重のみによる応力)（N/mm^2）

σ_{vt1y}：剛脚の走行方向曲げ応力(EW(走行)方向地震力による応力)（N/mm^2）

σ_{ht1}：剛脚の横行方向曲げ応力(NS(横行)方向地震力による応力)（N/mm^2）

σ_{vt1z}：剛脚の走行方向曲げ応力(鉛直方向地震力による応力)（N/mm^2）

（a-13）剛脚最小断面位置（下部）での曲げ応力：σ_{t11a}

$$\sigma_{t11a} = \sigma_{vt1a} + \sqrt{{\sigma_{vt1ya}}^2 + {\sigma_{ht1a}}^2 + {\sigma_{vt1za}}^2}$$

ここで,

σ_{t11a}：剛脚最小断面位置（下部）での曲げ応力(N/mm^2)

σ_{vt1a}：剛脚最小断面位置（下部）での走行方向曲げ応力(自重のみによる応力)(N/mm^2)

σ_{vt1ya}：剛脚最小断面位置（下部）での走行方向曲げ応力(EW(走行)方向地震力による応力)(N/mm^2)

σ_{ht1a}：剛脚最小断面位置（下部）での横行方向曲げ応力(NS(横行)方向地震力による応力)(N/mm^2)

σ_{vt1za}：剛脚最小断面位置（下部）での走行方向曲げ応力(鉛直方向地震力による応力)(N/mm^2)

b．圧縮応力

剛脚軸方向の圧縮力：P_{k16}

$$P_{k16} = (V_{a11} + V_{a12} + V_{a13}) \times (1 + C_{v1}) + V_{a14} + V_{a15}$$

ここで,

P_{k16}：剛脚軸方向の圧縮力(N)

V_{a11}：ガーダ質量による剛脚下部の鉛直方向反力(N)

V_{a12}：トロリ質量による剛脚下部の鉛直方向反力(N)

V_{a13}：主巻定格荷重（質量）による剛脚下部の鉛直方向反力(N)

V_{a14}：走行方向水平地震力による剛脚下部の垂直方向反力(N)

V_{a15}：横行方向水平地震力による剛脚下部の垂直方向反力(N)

C_{v1}：ガーダ中央にトロリがある場合の固有周期より求まる鉛直方向設計震度(＝1.45)

剛脚の圧縮応力：σ_{c11}

$$\sigma_{c11} = \frac{P_{k16}}{A_{13}}$$

ここで,

σ_{c11}：剛脚の圧縮応力(N/mm^2)

P_{k16}：剛脚軸方向の圧縮力(N)

A_{13}：剛脚下部の断面積(＝[redacted] m^2)

C．応力の評価

A）クレーン本体ガーダの応力評価

B．A）a．項で求めたガーダ中央部の曲げ（引張）応力 σ_t は下記許容応力 f_t 以下であること。

B．A）b．項で求めたガーダ端部のせん断応力 τ は下記許容せん断応力 f_s 以下であること。

B．A）c．項で求めたガーダ中央部の組合せ応力 σ_T は下記許容応力 f_t 以下であること。

	許容引張応力 f_t	許容せん断応力 f_s
計算式	$\frac{F}{1.5}\cdot 1.5$	$\frac{F}{1.5\cdot\sqrt{3}}\cdot 1.5$

B）剛脚の応力評価

B．B）a．項で求めた剛脚の曲げ応力 σ_{t11} は下記許容応力 f_{t11} 以下であること。

B．B）b．項で求めた剛脚の圧縮応力 σ_{c11} は下記許容応力 f_{c11} 以下であること。

	許容引張応力 f_{t11}	許容圧縮応力 f_{c11}
計算式	$\frac{F}{1.5}\cdot 1.5$	$\left\{1-0.4\left(\frac{\lambda}{\Lambda}\right)^2\right\}\cdot\frac{F}{\nu}\cdot 1.5$

剛脚の細長比：λ_1

$$\lambda_1=\frac{l_{24}}{k_{13}}$$

ここで,

l_{24}：剛脚の長さ（＝[redacted] m）

k_{13}：剛脚下部の最小断面２次半径（＝[redacted] m）

限界細長比：Λ_1

$$\Lambda_1=\sqrt{\frac{\pi^2 E}{0.6F}}$$

ここで,

E：剛脚の縦弾性係数（N/mm^2）

D．発生応力と許容応力

1/2Ss450 によりクレーン各部に発生する応力と許容応力の比較を表４．４－７に示す。

表４．４－７　クレーン各部応力の評価結果（1/2Ss450）

	材料	応力の種類	算出応力 (N/mm^2)	許容応力 (N/mm^2)	評価結果
本体ガーダ	SM490A	曲げ	133	343	O.K.
		せん断	49	198	O.K.
		組合せ	135	343	O.K.
剛脚（上部）	SS400	曲げ	94	280	O.K.
		圧縮	71	246	O.K.
剛脚（下部）		曲げ	146	280	O.K.
		圧縮	71	246	O.K.

⑥　評価結果

本体ガーダ，剛脚などクレーン本体に発生する応力は許容値内に留まる。このことから 1/2Ss450 がクレーンに生じた場合，クレーン本体は損傷しない。なお，参考としてクレーンレールについても 1/2Ss450 により応力評価を行ったところ，レールが湾曲するおそれがあることが判明した。このことから次項ではクレーンが 1/2Ss450 によりクレーンが転倒，逸走をしないことを確認し，当該クレーンがコンクリートモジュールの遮蔽機能に波及的影響を及ぼさないことを確認する。

2)　クレーンの転倒評価

図４．４－１６，図４．４－１７の転倒評価モデルを用いて非線形時刻歴応答解析を行い，クレーンが転倒しないことを確認する。転倒評価モデルは以下の資料に記載するモデル化手法を参照している。

・平成 19 年度_原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査_動的上下動耐震試験（クレーン類）に係る報告書（平成 21 年 1 月　独立行政法人　原子力安全基盤機構）
・平成 20 年度_原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査_動的上下動耐震試験（クレーン類）に係る報告書（平成 21 年 12 月　独立行政法人　原子力安全基盤機構）

また，ばね要素およびダッシュポット要素は以下の通り設定している。

・ばね要素

各車輪に作用する質量とばね要素の剛性で構成される 1 自由度系の固有振動数が 20[Hz]となるように式（1）を用いて設定した。ただし，式（1）で算出されるばね剛性は全車輪分の剛性である。各ばね要素のばね剛性は式（1）で求められたばね剛性をばね要素数（4）で除した値となる。表４．４－８にばね剛性を示す。

$$k = m(2\pi f)^2 \quad \cdots (1)$$

ここで，k：ばね剛性（全車輪分）
　　m：負担質量（モデル全体）
　　f：固有振動数（＝20[Hz]）

・ダッシュポット要素

ダッシュポット要素の粘性係数は，車輪の反発係数が 0.6～0.8 程度とされていることから，反発係数を 0.7 として式（2）から減衰比 h を算出し，式（3）により算出した。ただし，式(3)で算出される粘性係数は全車輪分の粘性係数である。各ダッシュポット要素の粘性係数は式(3)で求められた粘性係数をダッシュポット要素数（4）で除した値となる。表４．４－８にダッシュポット粘性係数を示す。

$$e = \exp\left(-\frac{h\pi}{\sqrt{1-h^2}}\right) \quad \cdots (2)$$

$$h = \sqrt{\frac{(l_n e)^2}{\pi^2 + (l_n e)^2}}$$

ここで，e：反発係数（0.7）
　　h：減衰比

式（2）より減衰比 h＝0.112808 となる。この h を用いて粘性係数 c は

$c = 2h\sqrt{mk}$　　・・・(3)

ここで，c：粘性係数

m：負担質量（モデル全体）

k：ばね剛性

表４．４－８　ばね剛性と粘性係数

キャスク	部位	全輪の負担質量 [ton]	ばね剛性 k[N/mm] 上：全車輪分 下：1 か所当り	粘性係数 c[ton/s] 上：全車輪分 下：1 か所当り
あり	走行車輪	359.3	5.67384×10^{6} 1.41846×10^{6}	1.01868×10^{4} 2.54671×10^{3}
	横行車輪	201.4	3.18038×10^{6} 7.95095×10^{5}	5.71006×10^{3} 1.42752×10^{3}
なし	走行車輪	209.3	3.30513×10^{6} 8.26283×10^{5}	5.93404×10^{3} 1.48351×10^{3}
	横行車輪	51.4	8.11676×10^{5} 2.02919×10^{5}	1.45729×10^{3} 3.64621×10^{2}

評価ケースは，トロリ位置がガーダ中央かつ吊荷有（ケース 1）とトロリ位置がガーダ端かつ吊荷有（ケース 2）の 2 ケースとする。

① コンクリート基礎上面時刻歴波形

本解析は，横行方向，走行方向及び上下方向の 3 軸方向同時加振とする非線形時刻歴応答解析を行う。本解析に用いるコンクリート基礎上面時刻歴波形は，1/2Ss450-①及び 1/2Ss450-②を比較し，「表４．４－４　クレーンの固有周期及び刺激係数」に示すクレーンの固有周期における最大応答加速度が大きい 1/2Ss450-①を用いる。また，クレーンは東西・南北方向にほぼ対称の構造物であり，位相反転による影響は小さいと考えられることから入力する時刻歴波形は，水平方向（NS，EW）及び鉛直方向の位相が正の位相の組合せ（＋，＋）を代表して使用する。用いたコンクリート基礎上面時刻歴波形は「4.3 輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール　図４．３－１～図４．３－３」と同一である。

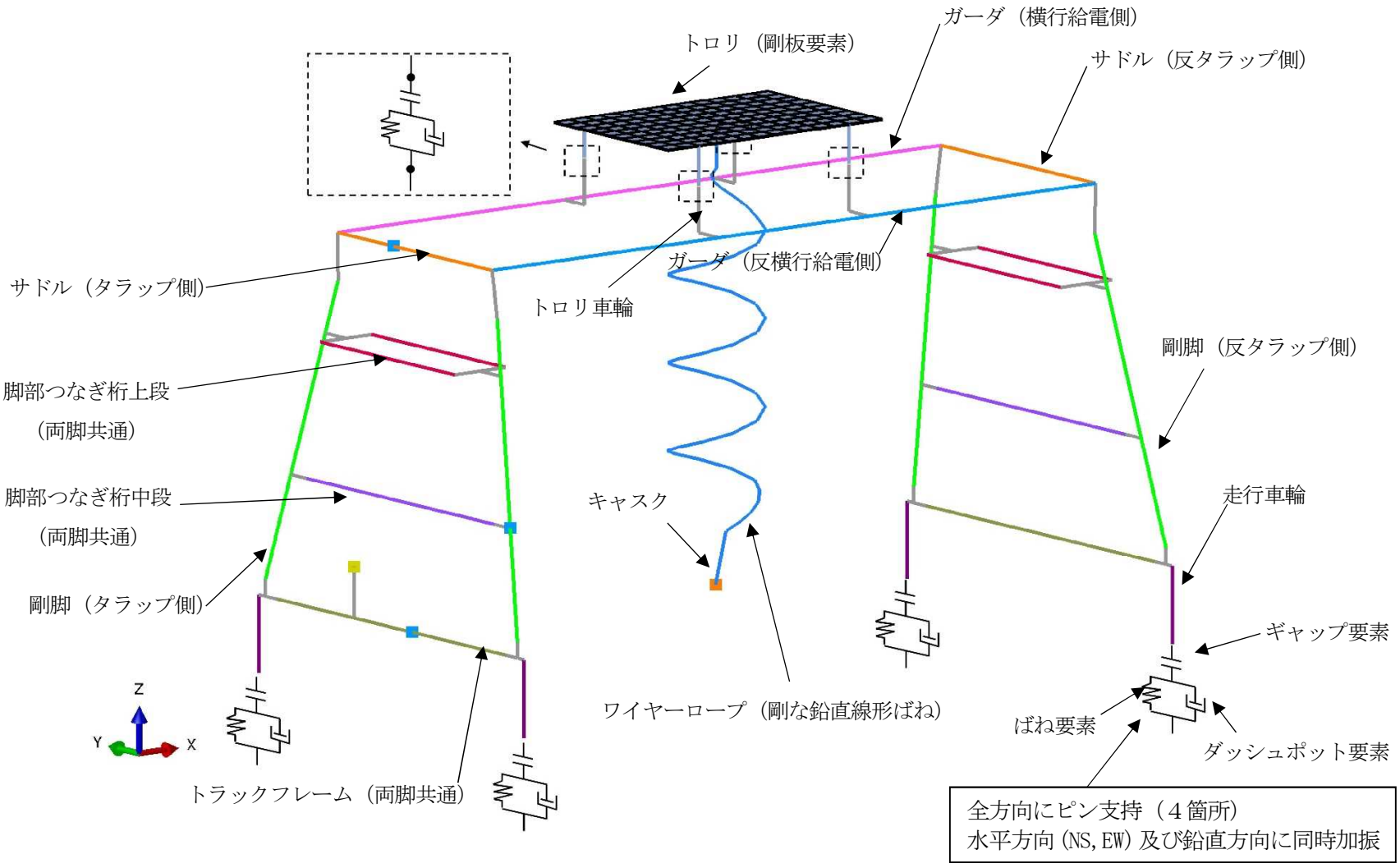


図４．４－１６　転倒評価モデル（トロリ位置：ガーダ中央）

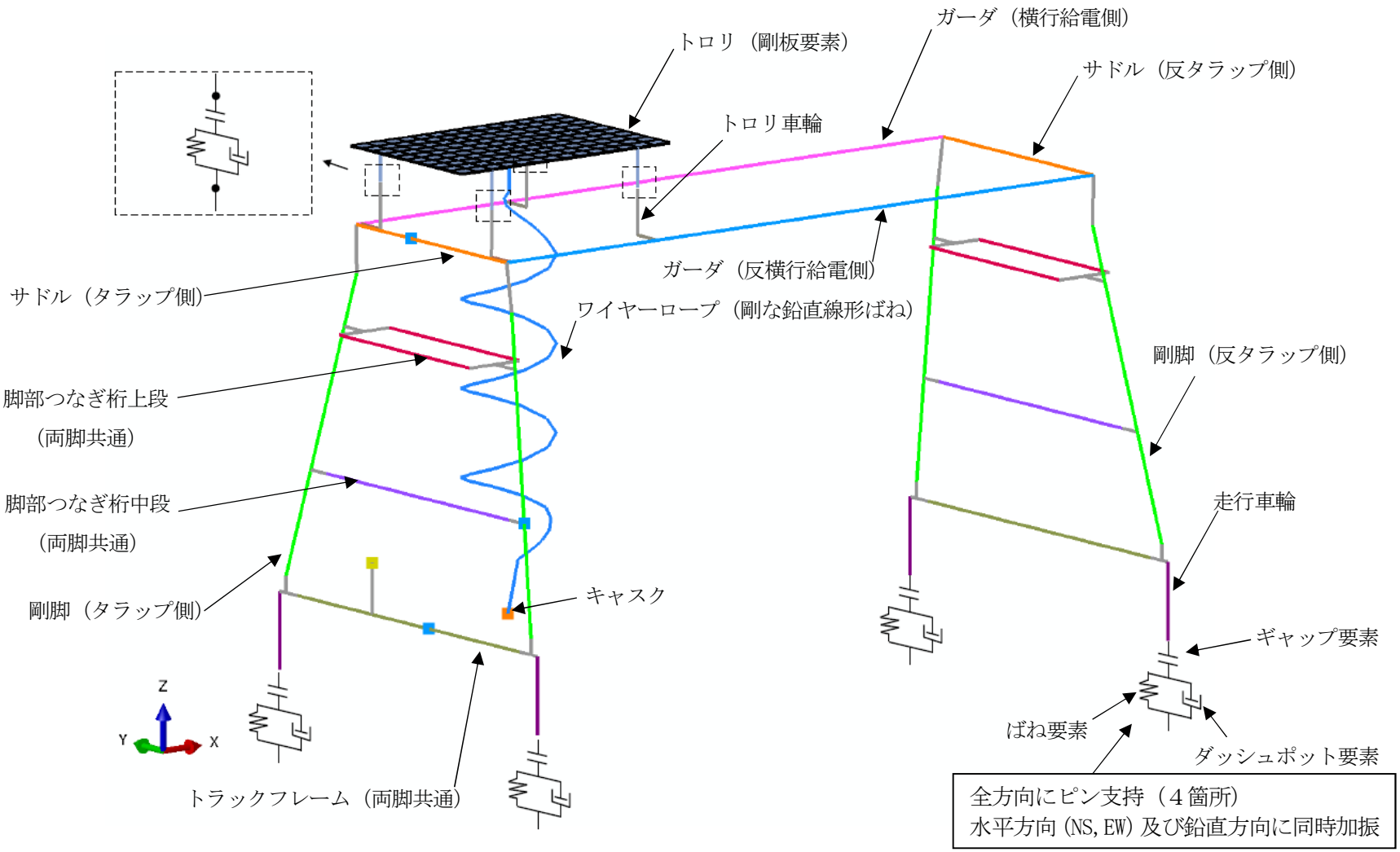


図４．４－１７　転倒評価モデル（トロリ位置：ガーダ端）

② 減衰

非線形時刻歴応答解析では各材料及び集中質量要素に材料減衰（レーリー減衰）を考慮する。

減衰定数は 2[%]とし，レーリー減衰のパラメータである α と β は固有値解析によって求めた横行方向 1 次と上下方向 1 次の固有振動数を用いて算出する。

以下に，α と β の算出過程を示す。

$$[C] = \alpha[M] + \beta[K]$$

ここで，

[C]：減衰マトリクス

[M]：質量マトリクス

[K]：剛性マトリクス

α ：質量比例減衰パラメータ[-]

β ：剛性比例減衰パラメータ[-]

$$\mathrm{h} = \frac{\alpha}{2\omega} + \frac{\beta\omega}{2}$$

上式より，

$$\alpha = \frac{2\omega_1\omega_2}{(\omega_1+\omega_2)}h$$

$$\beta = \frac{2}{(\omega_1+\omega_2)}h$$

ここで，

h：減衰定数（＝2.0[%]）

α ：質量比例減衰パラメータ[ケース 1：[redacted]，ケース 2：[redacted]]

β ：剛性比例減衰パラメータ[ケース 1：[redacted]，ケース 2：[redacted]]

ω_n：固有角振動数[rad/s]

（ケース 1　ω_1：横行方向 1 次[[redacted]]，ω_2：上下方向 1 次[[redacted]]

ケース 2　ω_1：横行方向 1 次[[redacted]]，ω_2：上下方向 1 次[[redacted]]）

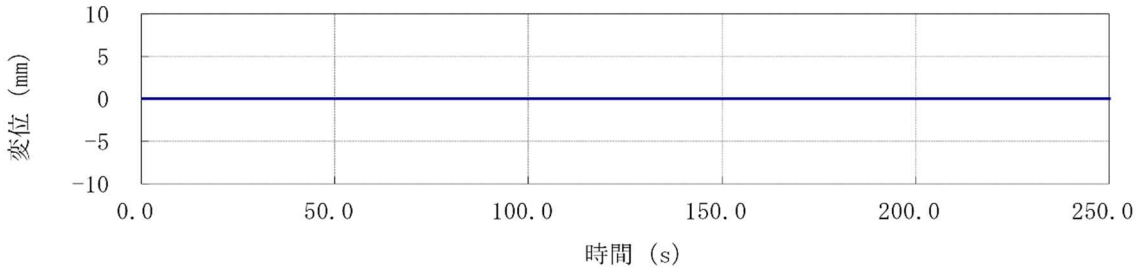
$$\omega_n = 2\pi f_n$$

f_n：固有周波数[Hz]（ケース 1　f_1：横行方向 1 次[[redacted]]，f_2：上下方向 1 次[[redacted]]

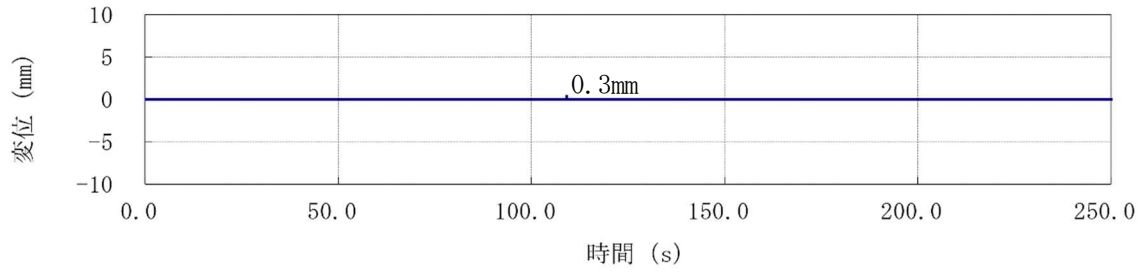
ケース 2　f_1：横行方向 1 次[[redacted]]，f_2：上下方向 1 次[[redacted]]）

③　浮き上がり量結果

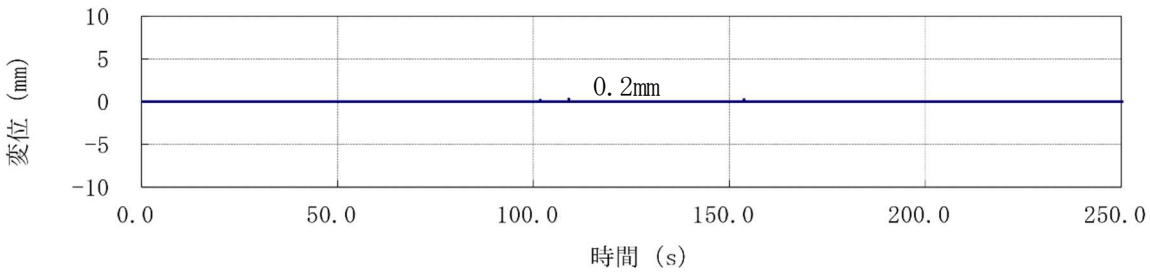
非線形時刻歴応答解析によるクレーンの浮き上がり量を図４．４－１８，図４．４－１９に示す。また本解析の評価箇所各部の最大浮き上がり量を表４．４－９に示す。



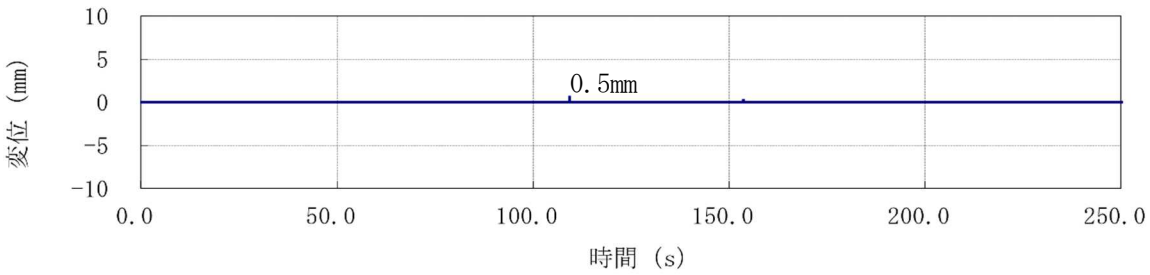
F1 浮き上がり量



F2 浮き上がり量

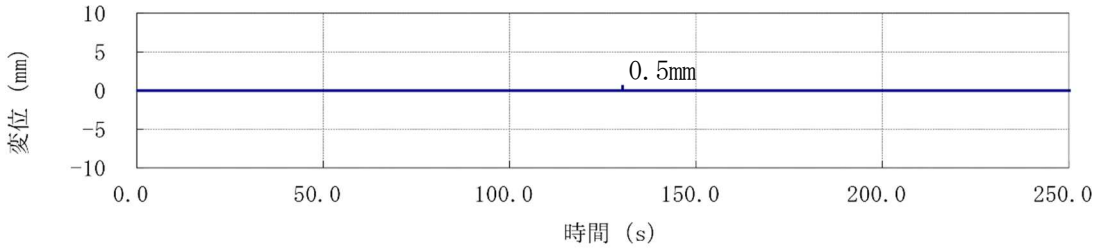


F3 浮き上がり量

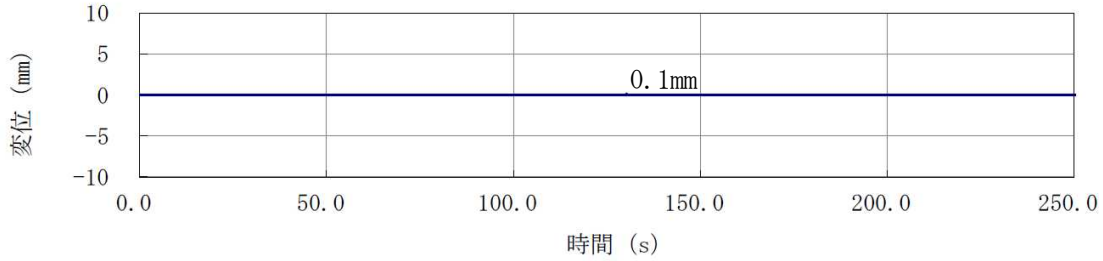


F4 浮き上がり量

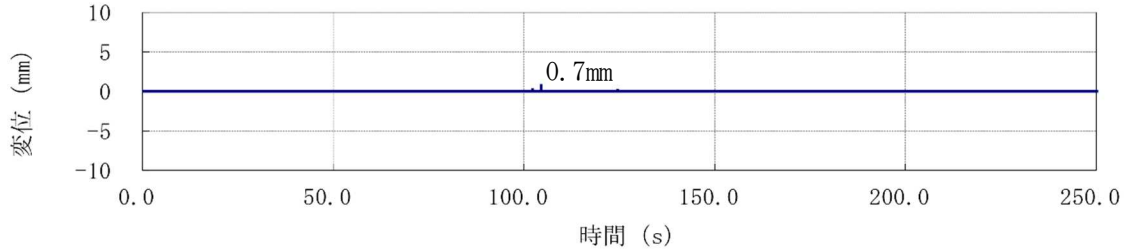
図４．４－１８　車輪浮き上がり量（トロリ位置：ガーダ中央）



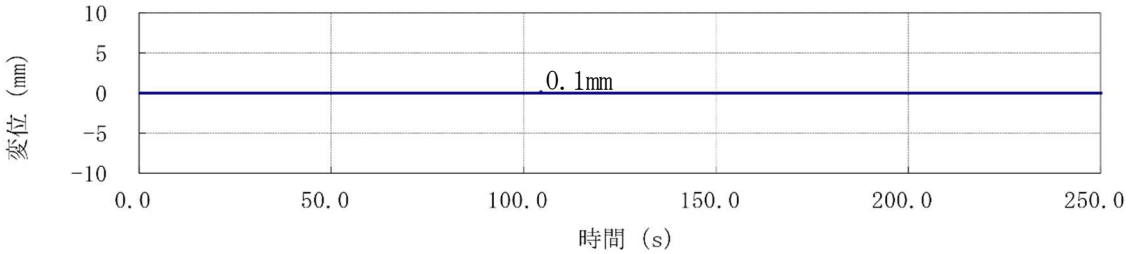
F1 浮き上がり量



F2 浮き上がり量



F3 浮き上がり量



F4 浮き上がり量

図４．４－１９　車輪浮き上がり量（トロリ位置：ガーダ端）

表４．４－９　非線形時刻歴応答解析によるクレーン最大浮き上がり量の結果（1/2Ss450）

評価応答	評価部位	方向	番号	トロリ位置	
				ガーダ中央	ガーダ端
床面－走行車輪の浮き上がり（mm）	走行車輪部	Z方向	F1	0.0	0.5
			F2	0.3	0.1
			F3	0.2	0.7
			F4	0.5	0.1

注記：評価点の位置を図４．４－２０，図４．４－２１に示す。

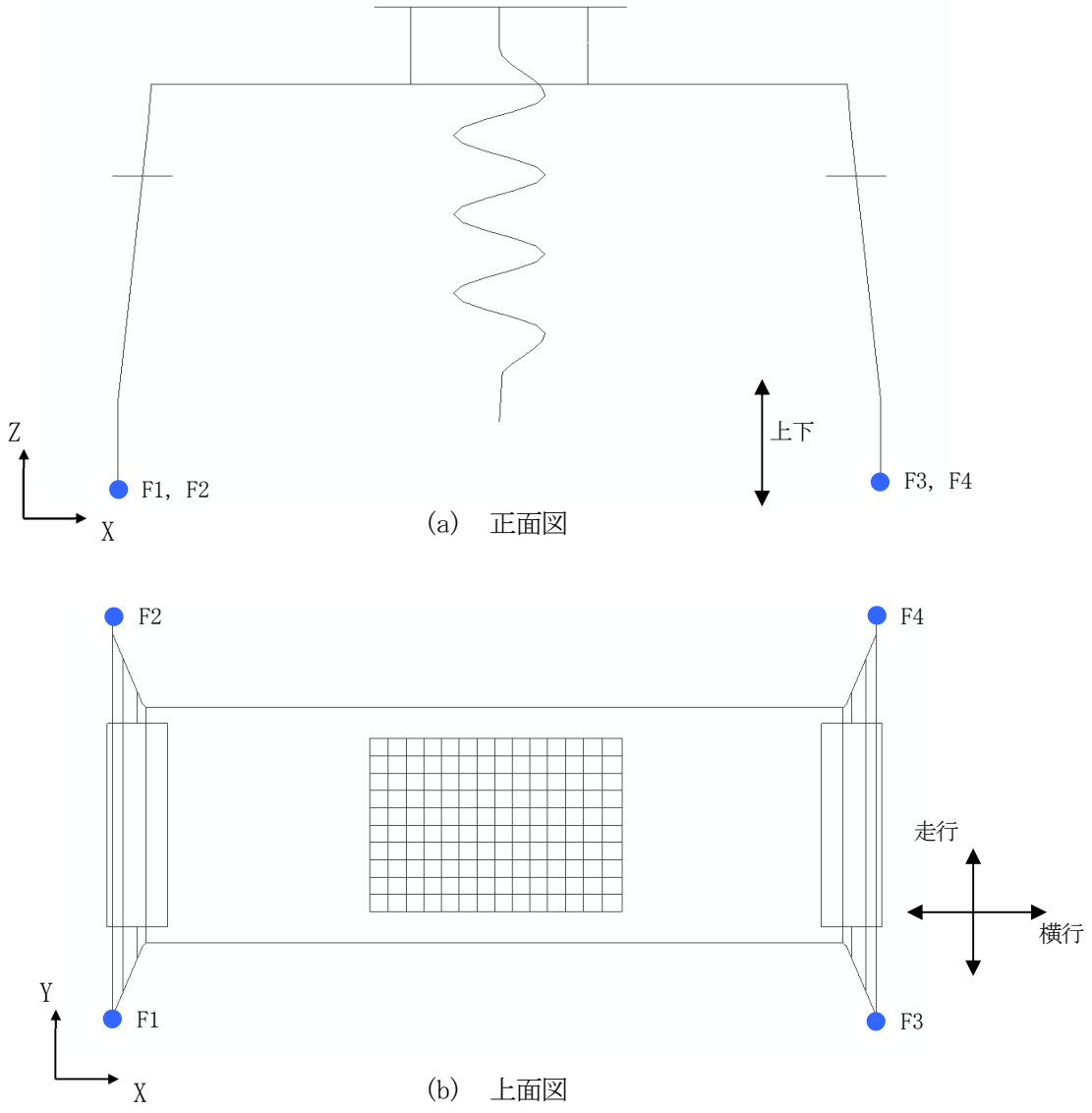
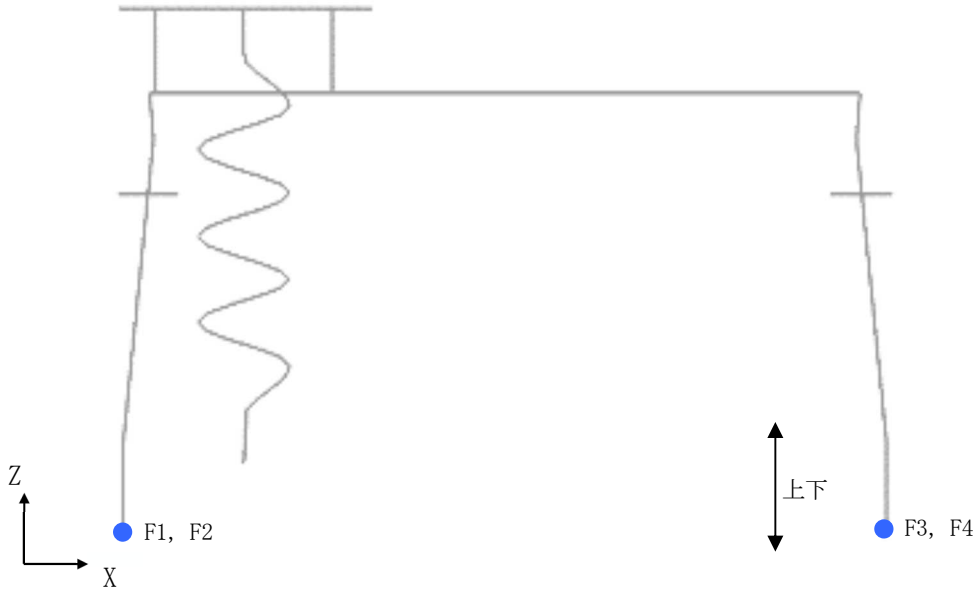
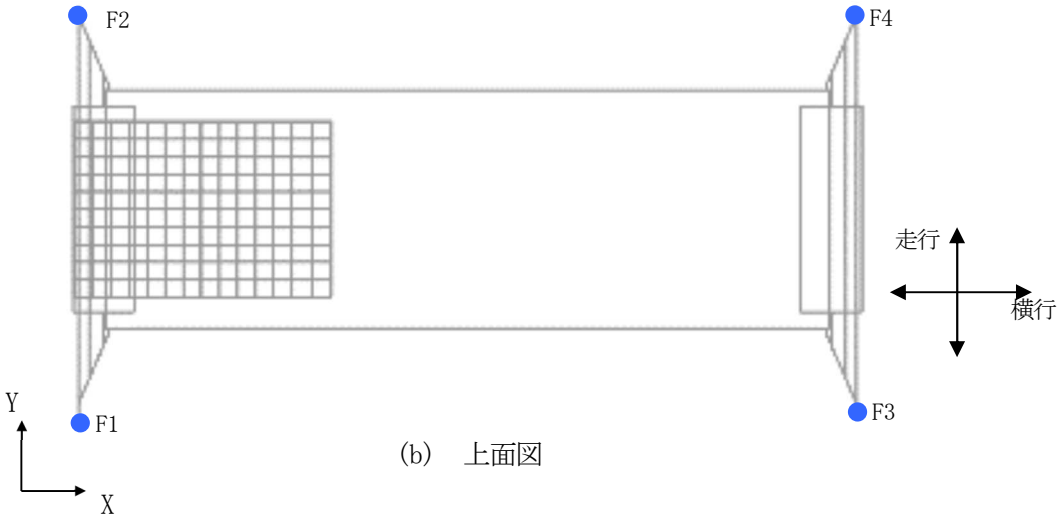


図４．４－２０　非線形時刻歴応答解析における評価点記号
（トロリ位置：ガーダ中央）



(a)　正面図



(b)　上面図

図４．４－２１　非線形時刻歴応答解析における評価点記号（トロリ位置：ガーダ端）

④　評価結果

表４．４－９よりクレーンの車輪は最大で 0.7㎜浮き上がる。クレーンの重心の位置関係から片側の車輪が 14,706㎜ 浮きあがらなければクレーンは転倒しないことから，当該クレーンは 1/2Ss450 に対して転倒しない。

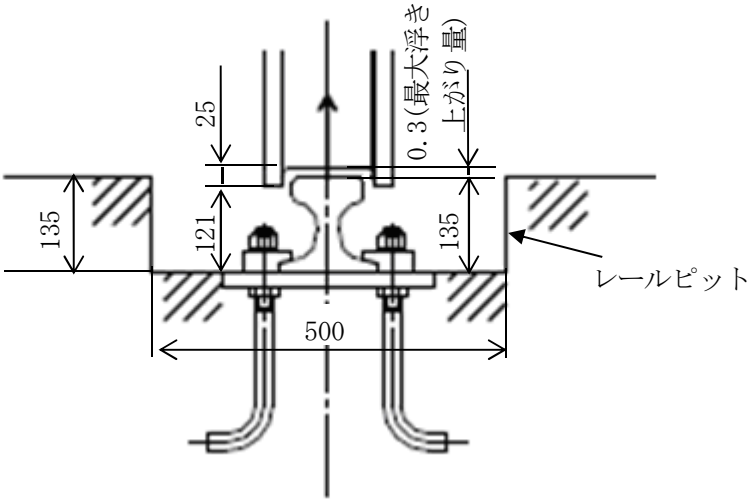
3)　クレーンの逸走評価

クレーンの浮き上がりによりクレーンが逸走する可能性がある。ここでいう「逸走」は「いずれかの車輪がレールピットを超え，レールピット外を走行すること」と定義する。

クレーンが逸走する条件として，クレーンの車輪が全てレールピットから飛び出すことが挙げられる。このことから当該クレーンが 1/2Ss450 に対して車輪がレールピット内に収っていることを確認する。

①　レールピット高さと浮き上がり時の車輪位置の比較

2)で検討した最大の浮き上がりが生じた場合の車輪とレールピットの位置関係は図４．４－２２のようになる。車輪の下端の高さはレールピットの底部から 121㎜ であり，レールピットの高さ 135㎜ を超えることはない。



(単位:㎜)

図４．４－２２　車輪とレールピットの位置関係(最大浮き上がり時)

②　評価結果

レールピットの高さとクレーンが浮き上がった場合の車輪の高さを比較した結果，最大の浮き上がりが予想される車輪においてもレールピットを超えないことが確認された。このことから当該クレーンはレールピットから飛び出し，逸走することはない。

また，図４．４－２３のようにレール押さえボルトまたはレールクリップが破損し，走行レールが転倒しても浮き上がり量は小さいため車輪の横方向への移動はレールピット側壁

により制限されピット内に留まることから逸走することはない。

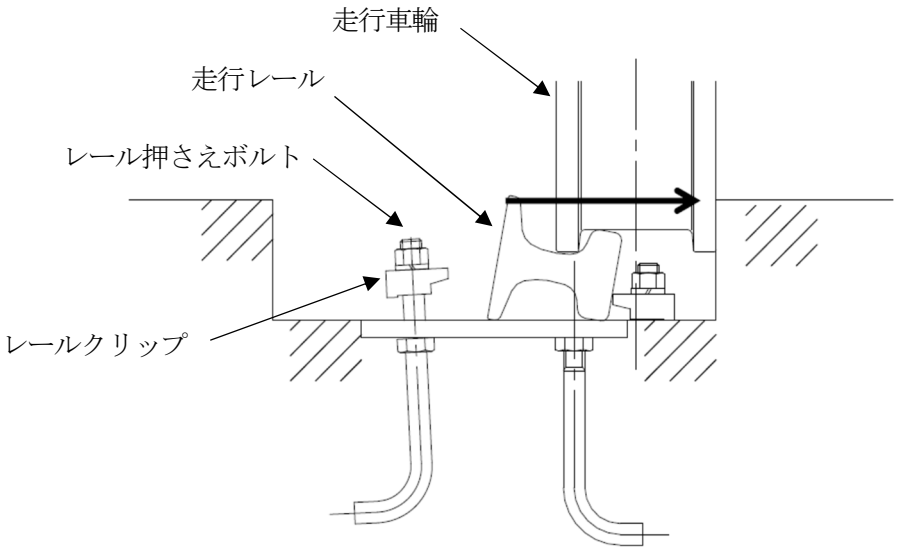


図４．４－２３　走行レール転倒時の状況

4)　横行ストッパの評価

トロリが落下する条件として，地震によりトロリが移動した際に横行レール端部の横行ストッパに乗り上げ，トロリが横行ストッパを乗り越える，または横行ストッパが破損してトロリを止められなくなることが挙げられる。このことから，1/2Ss450 に対して横行ストッパの機能が失われないことを確認する。

①　トロリと横行ストッパの位置

トロリと横行ストッパの位置関係を図４．４－２４に示す。

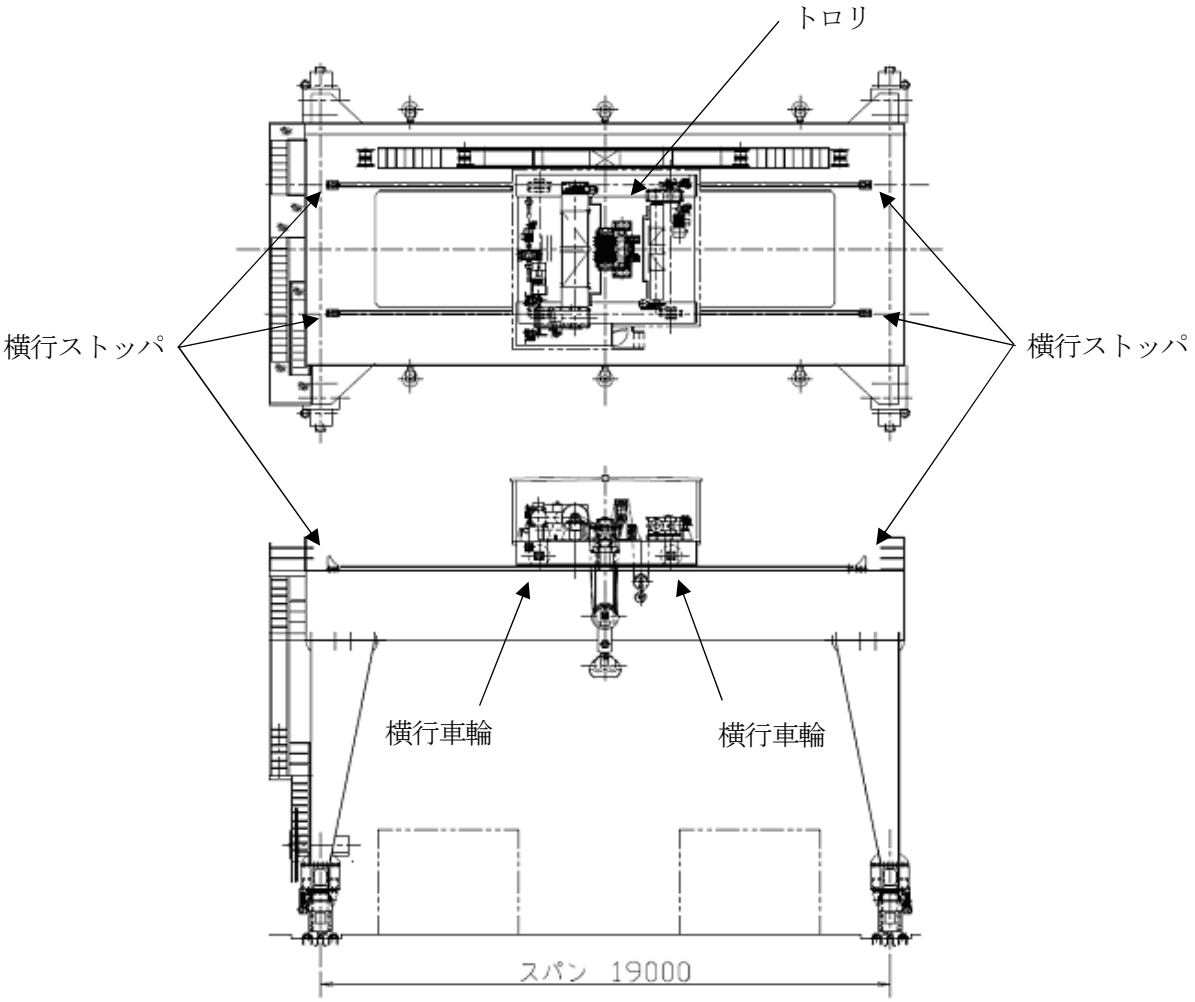


図４．４－２４　トロリと横行ストッパの位置関係図

② 横行ストッパへ乗り上げる高さ

横行ストッパへ乗り上げる高さは以下の式で表すことができる。

$$\frac{1}{2}\cdot M_T\cdot V^2 = m_T\cdot g\cdot H$$

ここで,

M_T：トロリの全質量(＝201400kg)

V：滑りによるトロリの速度(m/s)

m_T：トロリの乗り上げに寄与する質量(＝100700kg)

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

H：横行ストッパへの乗り上げ高さ(m)

滑りによるトロリの速度Vは，以下により算出する。

$$V = \frac{T_T\cdot A_t\cdot g}{2\pi}$$

ここで,

T_T：トロリがガーダ端部に位置するときのクレーン横行方向の固有周期(0.332s)

A_T：クレーンの横行方向の設計震度(2.25)

トロリの全質量 M_T はトロリ質量(＝51400kg)+吊荷定格荷重(＝150000kg)の合計質量となる。横行車輪が横行ストッパに乗り上げる際，横行車輪2輪が2本の横行レール上の横行ストッパにそれぞれ乗り上げることから，以下の式が成り立つ。

$$m_T = \frac{1}{2}M_T$$

以上より，横行ストッパへ乗り上げる高さは以下の式より算出する。

$$H = \frac{V^2}{g}$$

横行車輪が横行ストッパへ乗り上げる高さを表４．４－１０に示す。1/2Ss450により横行ストッパへ乗り上げる高さは横行ストッパの高さ以下であることから，トロリが横行レールから落下しないことを確認した。

表４．４－１０　横行ストッパへ乗り上げる高さと許容高さ

滑りによるトロリの速度V（m/s）	計算値	許容高さ
	横行ストッパへ乗り上げる高さH（m）	横行ストッパの高さ（m）
1.17	0.139	[redacted]

③　水平荷重に対する横行ストッパの強度評価

横行車輪が横行ストッパに乗り上げた際の荷重は以下の式より算出する。

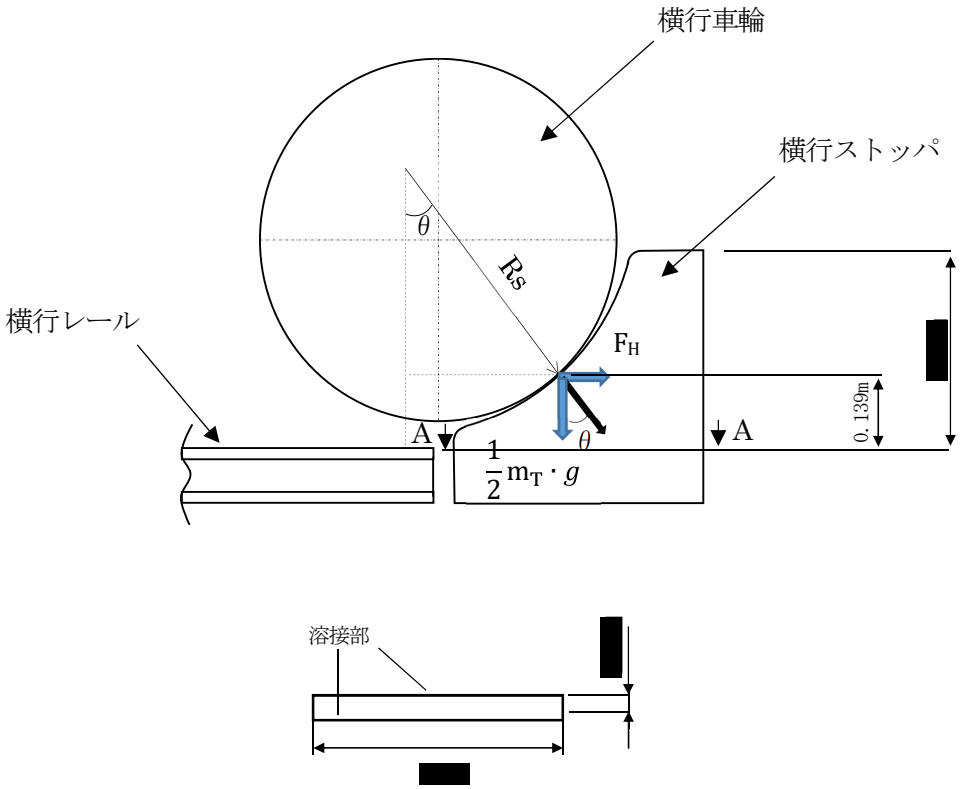
$$F_H = \frac{1}{2} m_T \cdot g \cdot \tan\theta$$

$$= \frac{1}{2} m_T \cdot g \cdot \frac{\sqrt{Rs^2 - (Rs - 0.139)^2}}{Rs - 0.139}$$

ここで,

F_H：横行ストッパに作用する水平荷重(N)

R_S：横行ストッパの曲率半径(＝[redacted])



A－A 断面図

図４．４－２５　横行車輪が横行ストッパに乗り上げた際の荷重概念図

横行ストッパに作用するせん断応力は以下の式より算出する。

$$\tau_{Hs} = \frac{F_H}{A_s}$$

ここで,

τ_{Hs}：横行ストッパ作用するせん断応力(N/mm^2)

A_S：横行ストッパの断面積(＝[redacted] m^2)

算出したせん断応力は下記許容せん断応力 f_s 以下であること。

	許容せん断応力 f_s
計算式	$\frac{F}{1.5\sqrt{3}} \cdot 1.5$

横行車輪が横行ストッパに乗り上げた際に発生する応力と許容応力の比較を表４．４－１１に示す。1/2Ss450 により横行車輪が横行ストッパに乗り上げた際のせん断応力は許容値内に留まることから，横行ストッパ機能へ影響を及ぼさないことを確認した。

表４．４－１１　横行ストッパへの応力の評価結果

部材	材質	応力分類	算出応力 τ_{Hs} (N/mm^2)	許容せん断応力 f_s (N/mm^2)
横行ストッパ	[redacted]	せん断応力 τ_{Hs}	34	148

5)　トロリの逸走評価

トロリが落下する条件として，地震によりトロリが水平震度または浮き上がり荷重を受けた際にトロリストッパが破損し，トロリが横行レールから逸走することが挙げられる。このことから，1/2Ss450 に対してトロリストッパの機能が失われないことを確認する。

①　水平震度による応力

水平震度によりトロリストッパが応力を受ける際のモデルを図４．４－２６に示す。

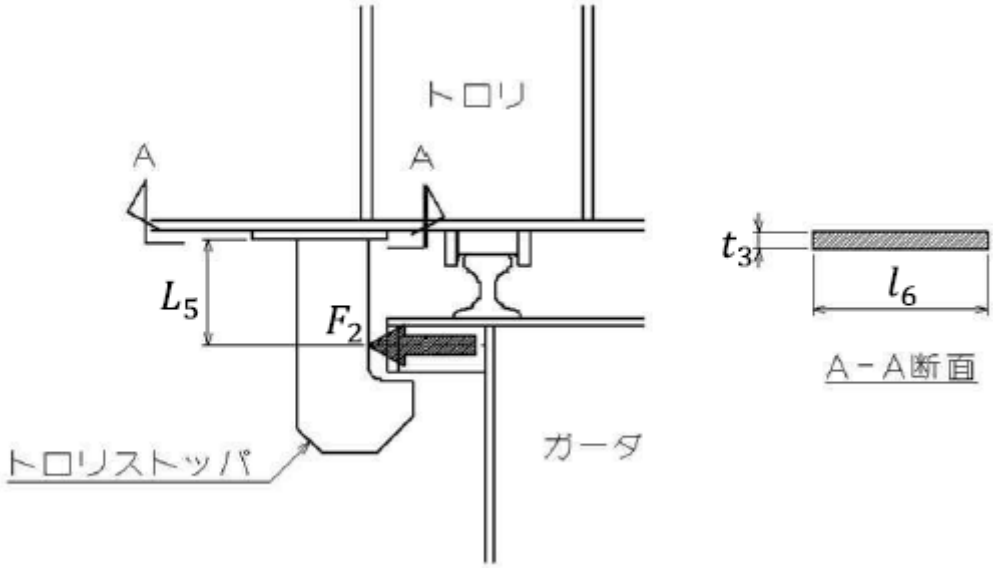


図４．４－２６　トロリストッパ・モデル図（水平方向）

トロリストッパ１個あたりに作用する力：F_2

$$F_2 = \frac{1}{2} \cdot m_t \cdot g \cdot C_H$$

ここで，

F_2：トロリストッパ１個当たりに作用する力(N)

m_t：トロリ質量（ワイヤ，フック含む）（＝51400kg）

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

C_H：最大静止摩擦係数より求めた水平方向設計震度(EW 方向)（＝0.15）

トロリストッパ１個あたりに作用する曲げモーメント：M_6

$$M_6 = F_2 \cdot L_5$$

ここで，

M_6：トロリストッパの水平震度による曲げモーメント(N・mm)

F_2：トロリストッパ１個当たりに作用する力(N)

L_5：トロリストッパ高さ(＝[redacted] m)

トロリストッパの断面係数：Z_1

$$Z_1 = \frac{t_3 \cdot {l_6}^2}{6}$$

ここで,

Z_1：トロリストッパの断面係数(mm^3)

t_3：トロリストッパ水平材の板厚(＝[redacted] m)

l_6：トロリストッパ水平材の長さ(＝[redacted] m)

トロリストッパの曲げ（引張）応力：σ_{t5}

$$\sigma_{t5} = \frac{M_6}{Z_1}$$

ここで,

σ_{t5}：トロリストッパの曲げ（引張）応力(N/mm^2)

M_6：トロリストッパの水平震度による曲げモーメント(N・mm)

Z_1：トロリストッパの断面係数(mm^3)

トロリストッパの断面積：A_2

$$A_2 = t_3 \cdot l_6$$

ここで,

A_2：トロリストッパの断面積(mm^2)

t_3：トロリストッパ水平材の板厚(＝[redacted] m)

l_6：トロリストッパ水平材の長さ(＝[redacted] m)

トロリストッパのせん断応力：τ_5

$$\tau_5 = \frac{F_2}{A_2}$$

ここで,

τ_5：トロリストッパのせん断応力(N/mm^3)

F_2：トロリストッパ１個当たりに作用する力(N)

A_2：トロリストッパの断面積(mm^2)

トロリストッパの組合せ応力：σ_{t6}

$$\sigma_{t6} = \sqrt{{\sigma_{t5}}^2 + 3 \cdot {\tau_5}^2}$$

ここで,

σ_{t6}：トロリストッパの組合せ応力(N/mm^2)

σ_{t5}：トロリストッパの曲げ（引張）応力(N/mm^2)

τ_5：トロリストッパのせん断応力(N/mm^3)

② 浮き上がり荷重による応力

浮き上がり荷重によりトロリストッパが応力を受ける際のモデルを図４．４－２７に示す。

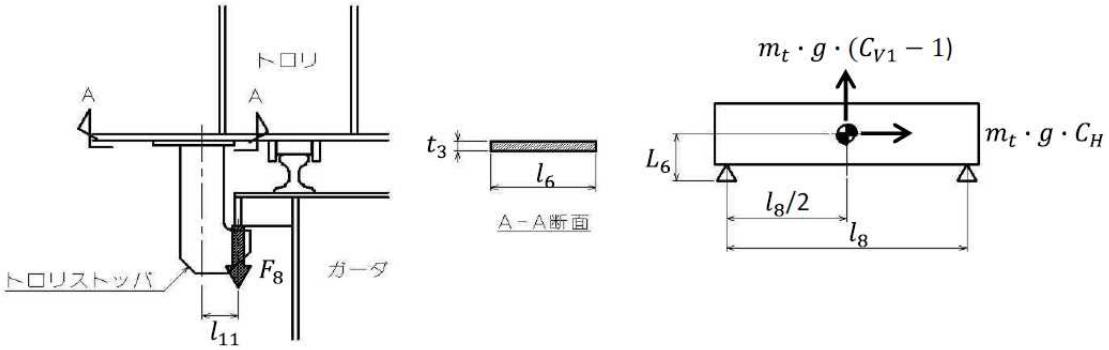


図４．４－２７　トロリストッパ・モデル図（鉛直方向）

鉛直地震力によるトロリストッパ１個あたりに作用する力：F_8

$$F_8 = \frac{m_t \cdot g \cdot (C_{V1} - 1) \cdot \frac{1}{2} + m_t \cdot g \cdot C_H \cdot \frac{L_6}{l_8}}{\frac{n_t}{2}}$$

ここで,

F_8：トロリストッパ１個あたりに作用する力(N)

m_t：トロリ質量（ワイヤ，フック含む）（＝51400kg)

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

C_{V1}：ガーダ中央にトロリがある場合の固有周期より求まる鉛直方向設計震度(＝1.45)

C_H：最大静止摩擦係数より求めた水平方向設計震度(EW 方向)（＝0.15)

L_6：横行レール上面からトロリ重心位置までの高さ(＝[redacted] m)

l_8：トロリスパン(＝[redacted] m)

n_t：横行車輪の個数（トロリストッパの個数）（＝[redacted]）

トロリストッパの曲げモーメント：M_{10}

$$M_{10} = F_8 \cdot l_{11}$$

ここで,

M_{10}：トロリストッパの鉛直地震力による曲げモーメント(N・mm)

F_8：トロリストッパ１個あたりに作用する力(N)

l_{11}：トロリストッパ浮上り力の作用する水平距離(＝120㎜)

トロリストッパの曲げ（引張）応力：σ_{t7}

$$\sigma_{t7} = \frac{M_{10}}{Z_1}$$

ここで,

σ_{t7}：トロリストッパの曲げ（引張）応力(N/㎟)

M_{10}：トロリストッパの鉛直地震力による曲げモーメント(N・㎜)

Z_1：トロリストッパの断面係数(㎣)

トロリストッパの引張応力：σ_{t8}

$$\sigma_{t8} = \frac{F_8}{A_2}$$

ここで,

σ_{t8}：トロリストッパの引張応力(N/㎟)

F_8：トロリストッパ１個あたりに作用する力(N)

A_2：トロリストッパの断面積(㎟)

トロリストッパの合計（引張）応力：σ_{t9}

$$\sigma_{t9} = \sigma_{t7} + \sigma_{t8}$$

ここで,

σ_{t9}：トロリストッパの合計（引張）応力(N/㎟)

σ_{t7}：トロリストッパの曲げ（引張）応力(N/㎟)

σ_{t8}：トロリストッパの引張応力(N/㎟)

荷重組合せ応力：σ_{t10}

$$\sigma_{t10} = \sqrt{{\sigma_{t6}}^2 + {\sigma_{t9}}^2}$$

ここで,

σ_{t10}：トロリストッパの荷重組合せ応力(N/㎟)

σ_{t6}：トロリストッパの組合せ応力(N/㎟)

σ_{t9}：トロリストッパの合計（引張）応力(N/㎟)

トロリストッパの曲げ応力σ_{t5}は下記許容応力f_{t5}以下であること。

トロリストッパのせん断応力τ_5は下記許容せん断応力f_{s5}以下であること。

トロリストッパの組合せ応力σ_{t6}は下記許容組合せ応力f_{t6}以下であること。

トロリストッパの合計（引張）応力σ_{t9}は下記許容組合せ応力f_{t6}以下であること。

トロリストッパの荷重組合せ応力σ_{t10}は下記許容組合せ応力f_{t6}以下であること。

	許容引張応力 f_{t5}	許容せん断応力 f_{s5}	許容組合せ応力 f_{t6}
計算式	$\frac{F}{1.5}\cdot 1.5$	$\frac{F}{1.5\cdot\sqrt{3}}\cdot 1.5$	$\frac{F}{1.5}\cdot 1.5$

1/2Ss450によりトロリストッパに発生する応力と許容応力の比較を表４．４－１２に示す。トロリストッパに発生する応力は許容値内に留まることから，トロリストッパは破損せずトロリは逸走しないことを確認した。

表４．４－１２　トロリストッパへの応力の評価結果（1/2Ss450）

部材	材料	評価事象	応力の種類	算出応力 (N/mm²)	許容応力 (N/mm²)	評価結果
トロリストッパ	[redacted]	水平震度による応力	曲げ σ_{t5}	75	280	0.K.
			せん断 τ_5	8	161	0.K.
			組合せ σ_{t6}	76	280	0.K.
		浮き上がり荷重による応力	合計（引張） σ_{t9}	78	280	0.K.
			荷重組合せ σ_{t10}	108	280	0.K.

6)　評価結果

1/2Ss450 に基づく評価では以下が確認され，クレーンには損傷，転倒，逸走が生じず，トロリの落下，逸走は生じない結果となった。

①　クレーン本体に発生する応力は，許容応力を下回る。

②　コンクリート基礎上面時刻歴波形による非線形応答解析評価により浮き上がりの評価では最大 0.7mm の浮き上がりであるが，転倒が生じる浮き上がり高さまで十分な余裕がある。

③　クレーンの浮き上がりにより車輪の下端がレールピットより高くなることはない。

④　トロリが移動することにより横行ストッパを越えて落下することはない。

⑤　トロリが地震力を受けることにより横行レールから逸走することは無い。

従って，地震時にクレーンがキャスクの安全機能及びコンクリートモジュールの遮蔽機能に影響を及ぼすことはない。

4.5　コンクリート基礎（B+クラスの間接支持構造物，1/2Ss450）

(1)　評価方針

コンクリート基礎は，耐震クラスがＣクラスであり，コンクリートモジュール（耐震クラス：B+クラス）の支持機能を有する構造物である。

耐震評価は，コンクリートモジュールの設計用地震動である 1/2Ss450 地震動に対して，コンクリート基礎の終局限界状態の照査，基礎地盤の支持性能の照査を行う。

水平２方向及び鉛直方向地震力の組み合わせについては，照査値の組み合わせによって考慮する。(4.5.6 参照)

4.5.1　キャスク仮保管設備コンクリート基礎，コンクリート支持架台の構造計画

(1)　コンクリート基礎

1)　コンクリート基礎平面構造

コンクリート基礎の平面図を図４．５－１に示す。

コンクリート基礎は，南北約 80m，東西約 121m の鉄筋コンクリート構造物であり，大きく西側の既設基礎(南北約 80m，東西約 96m)と，拡張基礎(南北約 80m，東西約 25m)が存在し，両者は幅約 40mm の目地によって構造上分離されている。

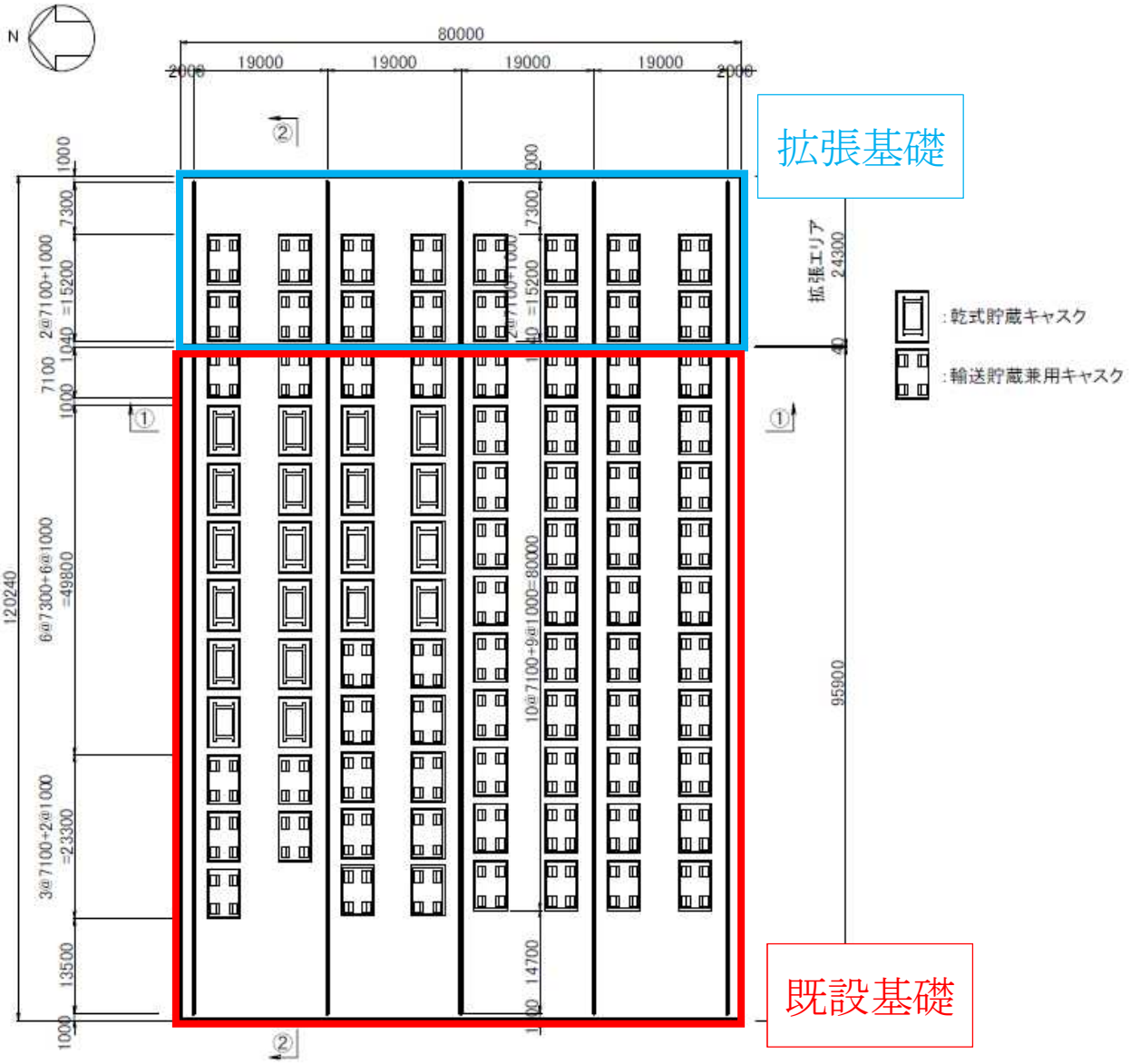


図４．５－１　コンクリート基礎平面図

2)　コンクリート基礎断面構造

コンクリート基礎厚図を図４．５－２に，断面図を図４．５－３，図４．５－４に示す。

コンクリート基礎厚は場所によって異なり，基本的に 0.8m(輸送貯蔵兼用キャスク部)，1.0m(乾式貯蔵キャスク部)，1.8m(クレーンレール部)となっている。

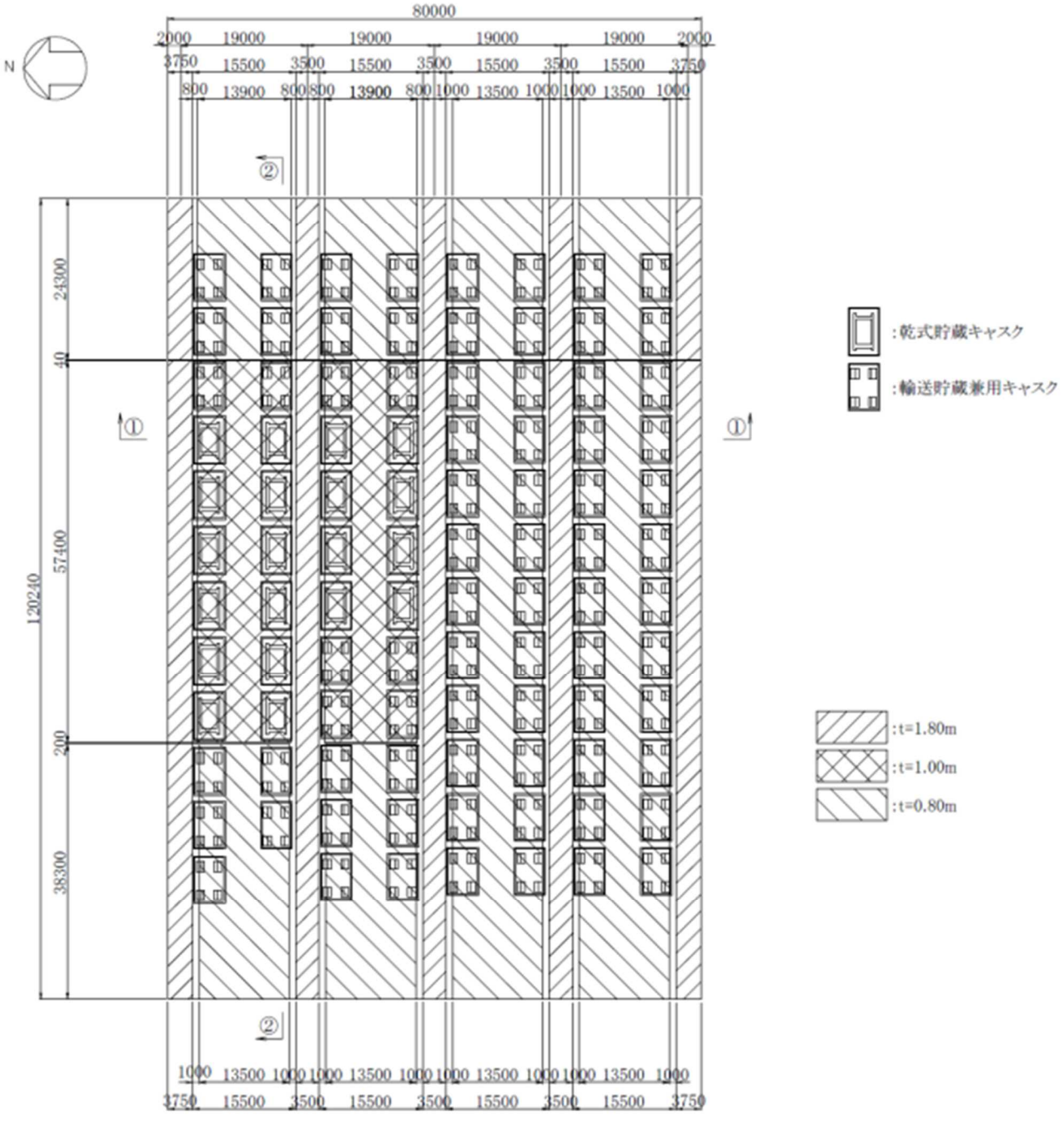


図４．５－２　コンクリート基礎厚図

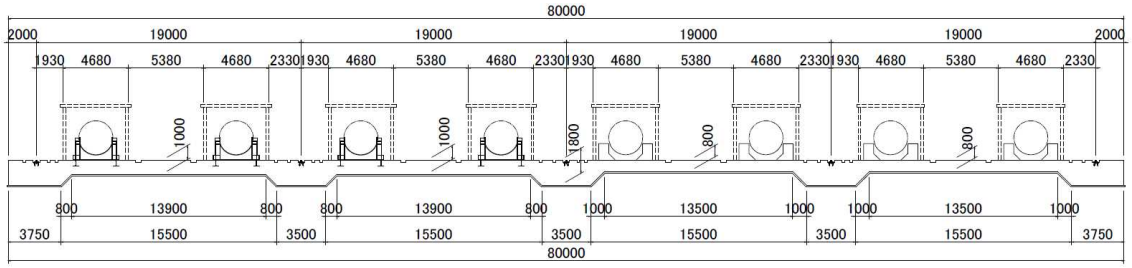


図４．５－３　コンクリート基礎断面図(①－①断面)

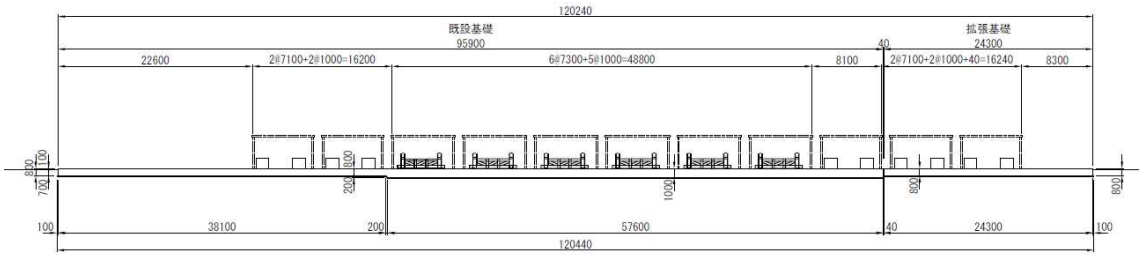


図４．５－４　コンクリート基礎断面図(②－②断面)

(2)　コンクリート支持架台

コンクリート支持架台は，南北方向約 720㎜(ハンチ部は 1220 ㎜) ，東西方向約 1500㎜，高さ約 1085㎜ の鉄筋コンクリート構造物であり，4 脚で 1 つの兼用キャスクを，鋼製支持架台を介し，支持する構造物である。平面図を図４．５－５に，断面図を図４．５－６に示す。また，兼用キャスクとの位置関係を図４．５－７に示す。

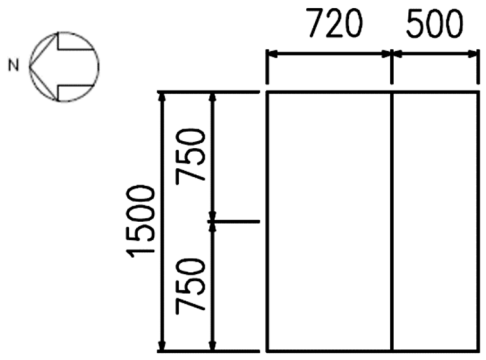


図４．５－５　コンクリート支持架台平面図

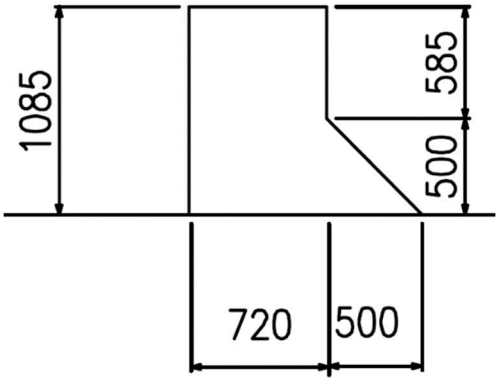


図４．５－６　コンクリート支持架台断面図(NS 断面)

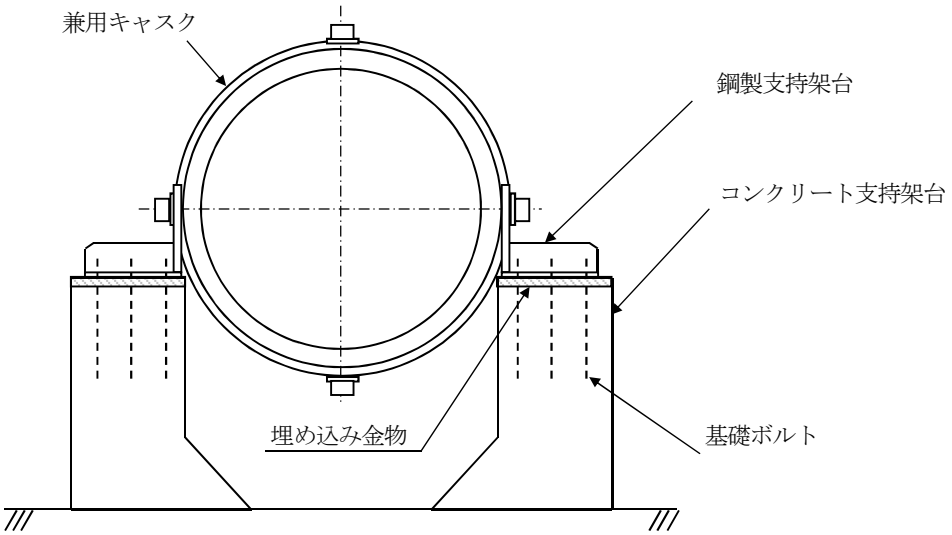


図４．５－７　コンクリート支持架台と兼用キャスクの位置関係

キャスク仮保管設備の拡張に際しては，兼用キャスク 30 基分のコンクリート支持架台を増設する。コンクリート支持架台のうち 16 基は拡張基礎上に増設し，14 基については既設基礎上の空スペースに増設する。図４．５－８に既設基礎，拡張基礎及び増設する兼用キャスクの位置図を示す。

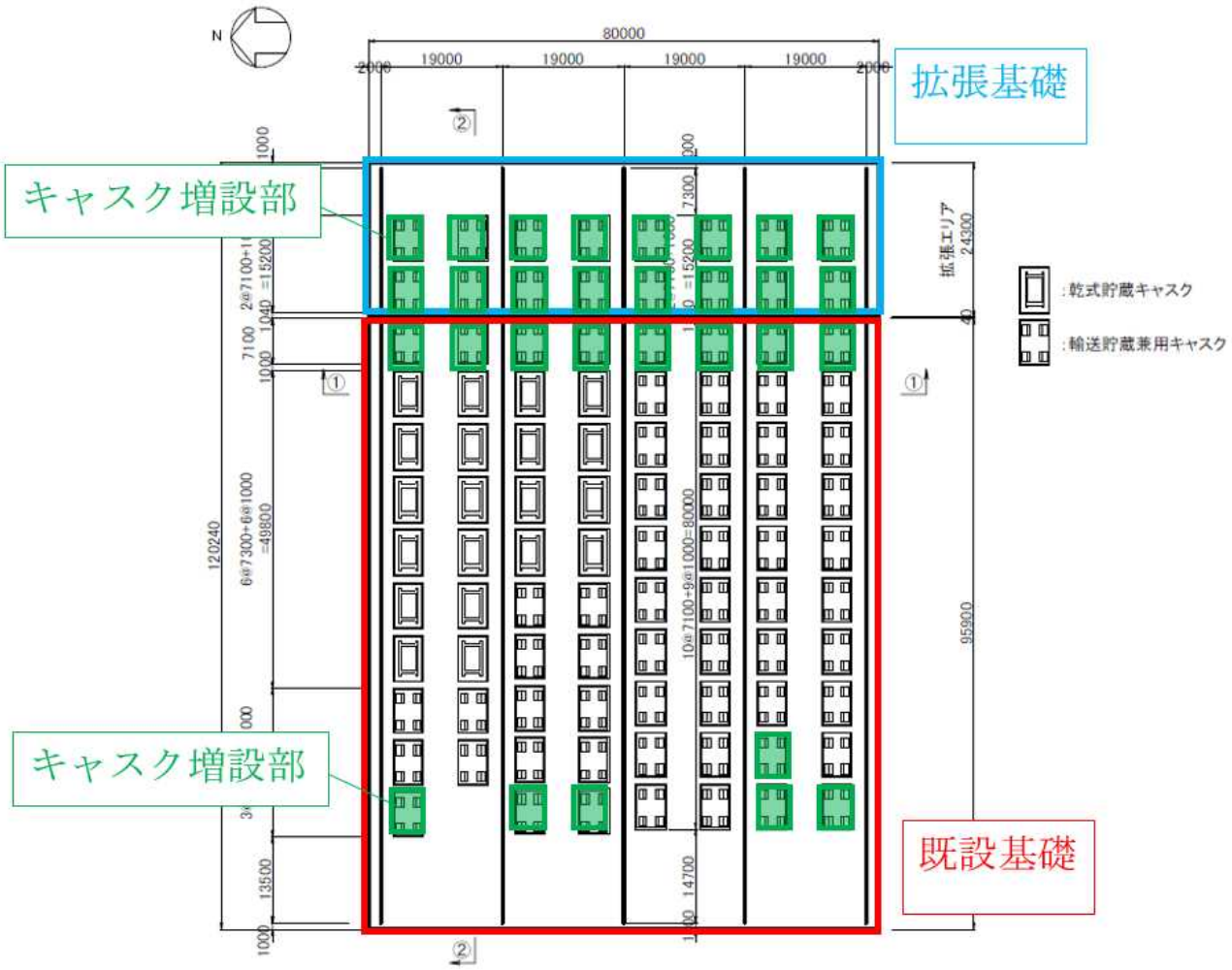


図４．５－８　既設基礎，拡張基礎及び増設キャスク位置図

(3)　改良地盤

改良地盤は，南北方向約 83m，東西方向約 124m の広さのセメント改良土からなり，コンクリート基礎の支持地盤としている段丘堆積層(液状化が発生する可能性が低いとされる洪積層)の上部までを改良するものである。改良天端部は基礎下面に沿って起伏のある形状となっており，改良厚は約 2.1m～3.1m 程度である。改良工法は，浅層混合処理工法である。改良地盤の平面図を図４．５－９に，断面図を図４．５－１０と図４．５－１１に示す。

※「道路橋示方書・同解説 Ⅴ耐震設計編」では，液状化が生じる可能性のある土層は沖積層としている。

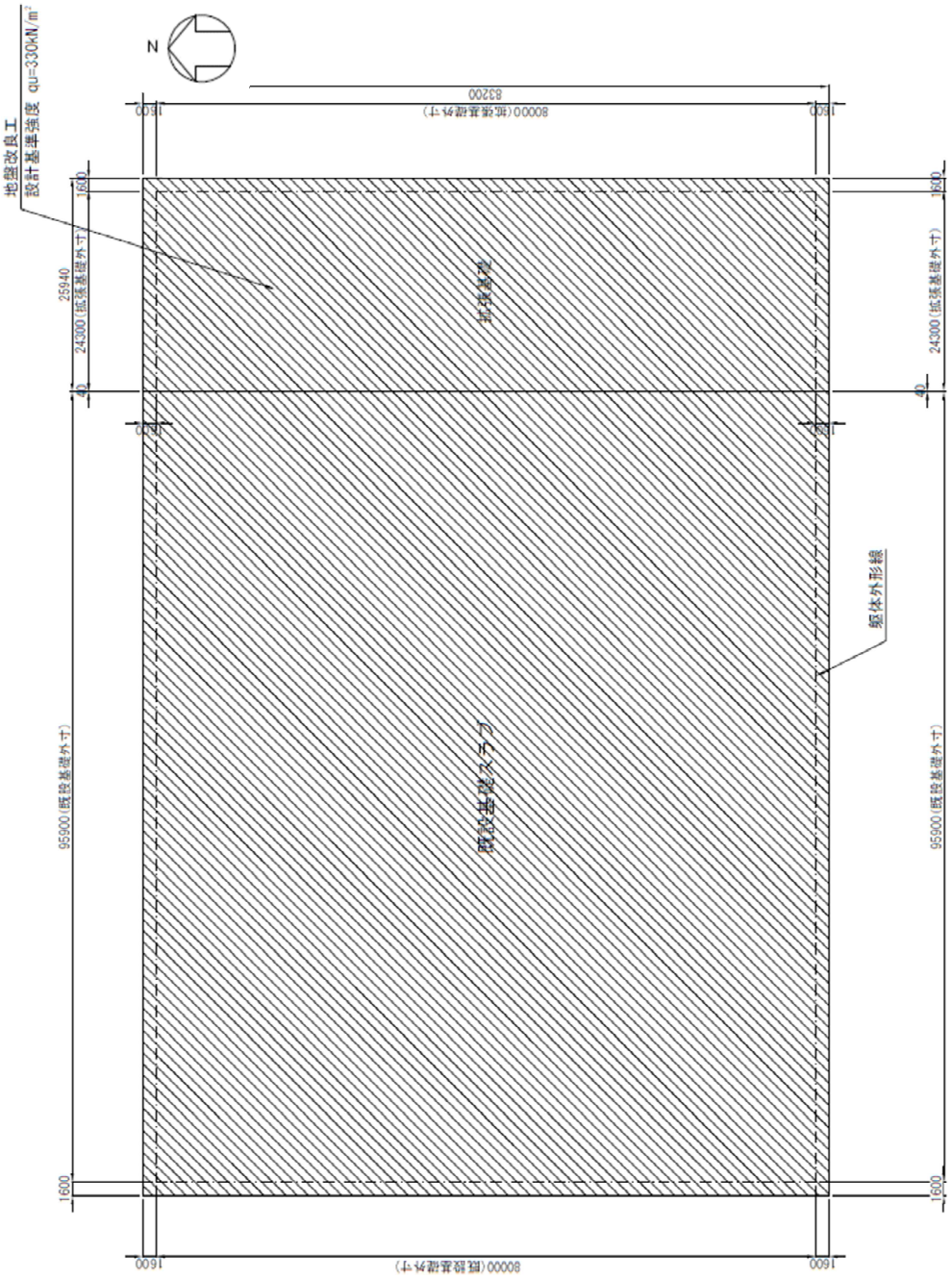


図４．５－９　改良地盤平面図

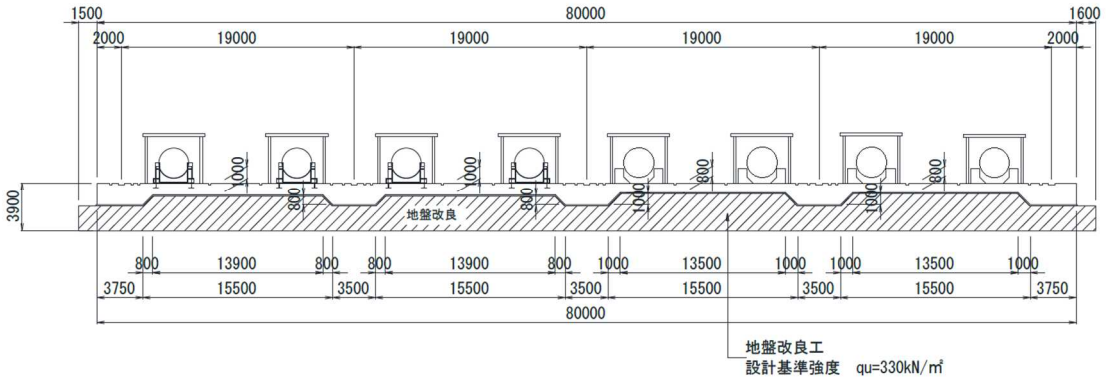


図４．５－１０　改良地盤断面図（NS 断面）

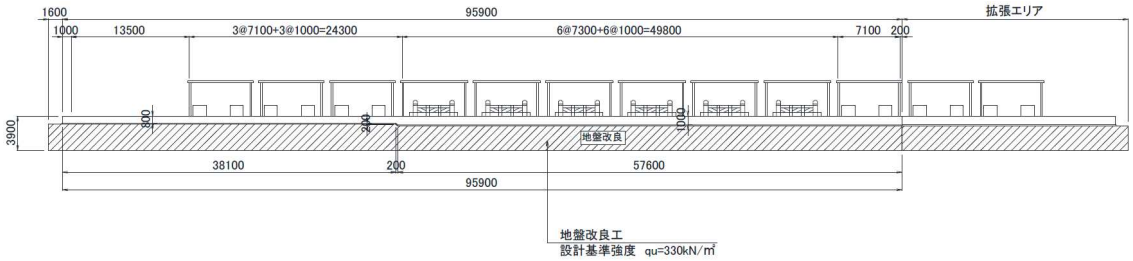


図４．５－１１　改良地盤断面図(EW 断面)

4.5.2　コンクリート基礎の耐震評価フロー

図４．５－１２にコンクリート基礎の耐震評価フローを示す。

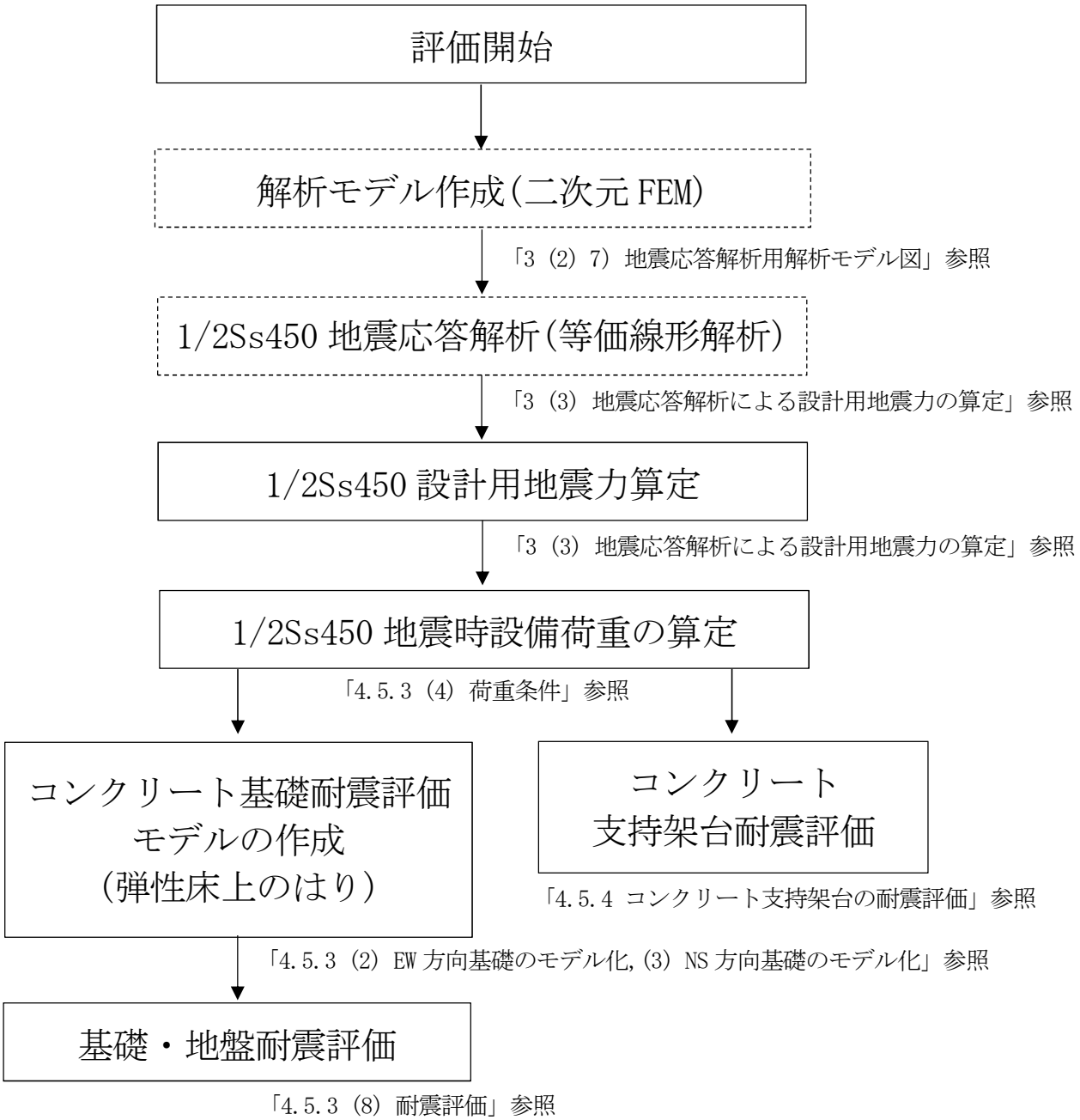


図４．５－１２　耐震評価フロー

4.5.3　コンクリート基礎の耐震評価

(1)　コンクリート基礎の耐震評価の概要

1)　コンクリート基礎の評価方針・評価手法

コンクリート基礎は，耐震クラスがＣクラスであり，コンクリートモジュール（耐震クラス:B+クラス）の支持機能を有する構造物である。よって，コンクリート基礎の耐震評価は，コンクリートモジュールの設計用地震動である 1/2Ss450 地震動に対して，コンクリート基礎の終局限界状態の照査，基礎地盤の支持性能の評価を行う。

コンクリート基礎の評価手法としては，コンクリート基礎を 3 種類の弾性床上の梁としてモデル化し，それぞれに荷重を入力し，耐震評価を行う。コンクリート床板は一般的に水平方向の加振に対しては剛構造物(固有周期 0.05 秒以下)であり，2022 年 3 月 16 日の地震にて 1/2Ss450 を上回った周期帯(約 0.1～0.3 秒)に固有周期をもたないため，1/2Ss450 における設備荷重を設計用地震力として用いる。

また，評価対象断面については，既設基礎と拡張基礎で NS 断面がほぼ同一であること，表４．５－１のとおり基礎の水平震度に大きな差がないこと，表４．５－２のとおり既設基礎の方が拡張基礎よりも機器等荷重が大きいことから，既設基礎の 3 断面をモデル化し評価対象とする。

表４．５－１　基礎の設計用地震力

	断面方向	水平(gal)	鉛直(gal)
既設基礎	ＮＳ断面	535.55	327.81
	ＥＷ断面	532.55	335.46
拡張基礎	ＮＳ断面	539.37	325.31
	ＥＷ断面	523.36	332.02

※地震力の向きは，乾式貯蔵キャスクの配置を考慮し，基礎設計に不利な方向である北方向，東方向，鉛直下向きとしている

表４．５－２　基礎面積と機器等の荷重

	基礎面積(m^2)	機器等荷重(kN)	面積当たり荷重(kN/m^2)
既設基礎	7672	157480	20.5
拡張基礎	1944	34145	17.6

検討タイプごとの概要を表４．５－３に，断面の位置を図４．５－１３に示す 。

表４．５－３　検討タイプ概要

記号	検討タイプ	考慮する設備荷重	形状特性
A.	レール支持梁(EW 方向)	クレーン	幅 3.5m，厚 1.8m の一定形状
B.	NS 方向基礎	キャスク，クレーン， モジュール	厚 1.8m，1.0m，0.8m
C.	EW 方向基礎	キャスク，モジュール	厚 1.0m，0.8m

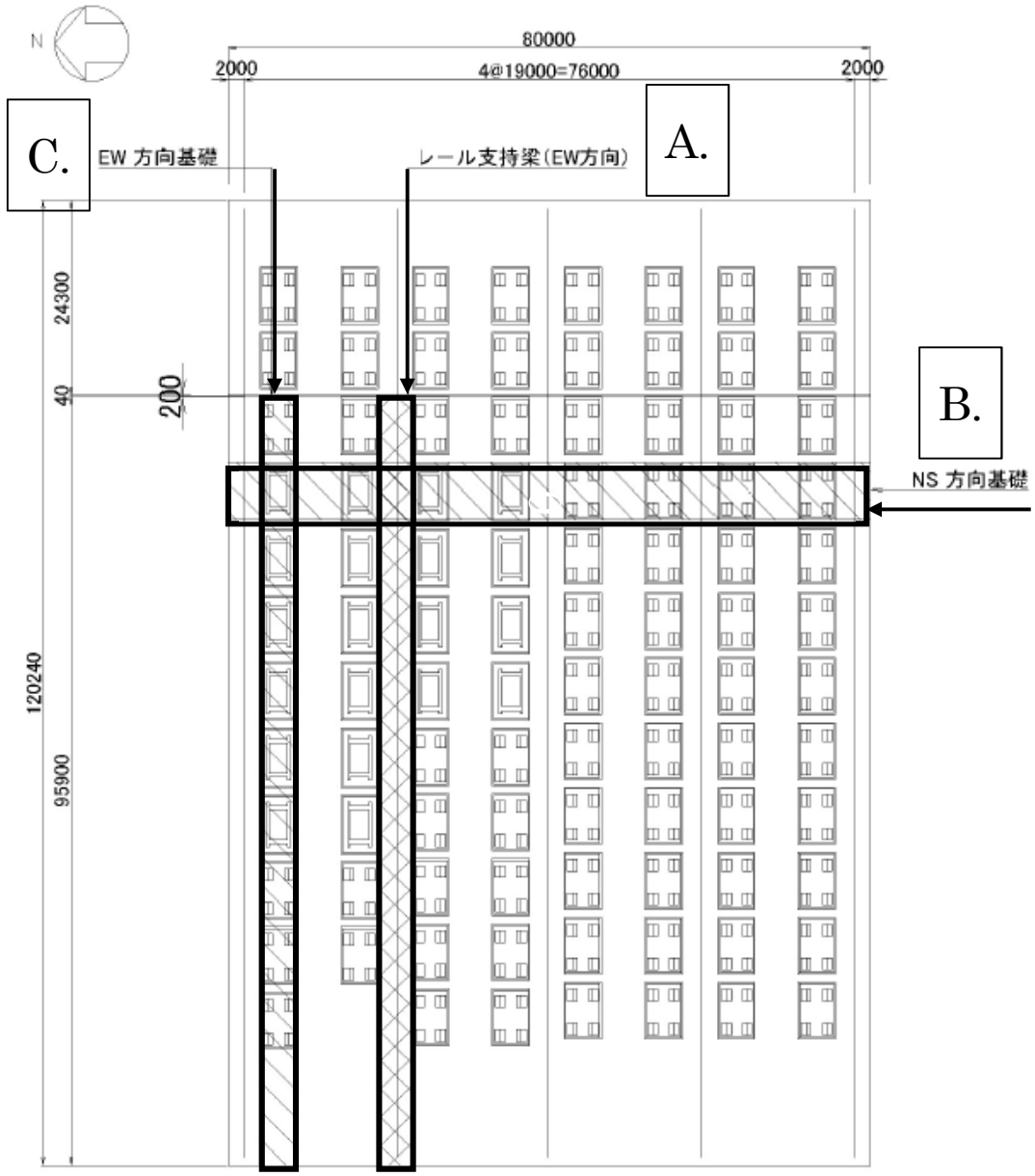


図４．５－１３　検討位置図

2) 準拠規準

コンクリート基礎の評価は，以下の法規及び規準類に準拠して行う。

① 原子力発電所耐震設計技術規程　JEAC4601-2008　（社）日本電気協会
② 乾式キャスクを用いる使用済燃料中間貯蔵建屋の基礎構造の設計に関する技術規程　JEAC4616-2009　（社）日本電気協会
③ コンクリート標準示方書　設計編（2007）　（社）土木学会
④ コンクリート標準示方書　構造性能照査編（2002）　（社）土木学会
⑤ 原子力発電所屋外重要土木構造物の耐震設計に関する安全性照査マニュアル（1992）　（社）土木学会
⑥ 原子力発電所屋外重要土木構造物の耐震性能照査指針・マニュアル（2005）　（社）土木学会
⑦ 道路橋示方書・同解説　Ⅰ共通編　Ⅳ下部構造編　（社）日本道路協会（平成 14 年）
⑧ 道路橋示方書・同解説　Ⅰ共通編　Ⅴ耐震設計編　（社）日本道路協会（平成 14 年）

3) 使用材料

使用材料の材料定数及び設計強度を表４．５－４及び表４．５－５に示す。

表４．５－４　コンクリートの材料定数，設計強度及び鉄筋の設計強度

コンクリートの材料定数

	記号	単位	
ヤング係数	E	(N/mm^2)	2.50×10^4
単位体積重量	γ	(kN/m^3)	24.0

コンクリートの仕様

	記号	単位	
設計基準強度	f'_{ck}	(N/mm^2)	24.00

鉄筋の仕様

	記号	単位	
品質	－	－	SD345
使用径	－	－	D13～D32

表４．５－５　改良地盤，支持地盤の地盤定数及び設計強度

改良地盤の地盤定数，設計強度

	記号	単位	設計強度
設計圧縮強度	${}_{ss}f_{sc}$	(kN/m^2)	548
設計基準強度	F_{sc}	(kN/m^2)	329
変形係数	E	(kN/m^2)	32900
せん断強度	${}_{ss}f_{ss}$	(kN/m^2)	109.6

支持地盤の極限支持力

	記号	単位	設計強度
極限支持力	R_u	(kN)	5320389

4)　地盤バネのバネ定数

弾性床を構成する地盤バネのバネ定数について，算定方法を示す。算定方法としては「道路橋示方書・同解説 Ⅳ下部構造編 平成14年　日本道路協会」をもとに，一軸圧縮試験から求めた地盤の変形係数を用いて，地盤バネ定数を算定している。具体的な算定方法を以下と表４．５－６～表４．５－８に示す。

$k_v = k_{vo} \cdot (Bv / 0.3)^{-3/4}$　道示Ⅳ P.255

$K_v = k_v \cdot B$

$K_s = 1/3 \cdot K_v$

ここに，

k_v　：　鉛直方向地盤反力係数（kN／m^3）

K_v　：　鉛直方向バネ定数（kN／m^2）

K_s　：　せん断バネ定数（kN／m^2）

Bv　：　基礎の換算載荷幅（m）

$Bv = \sqrt{(Av)} = \sqrt{(L_0 \cdot B_0)}$

B_0　：　載荷幅（m）

L_0　：　載荷奥行き（m）

Av　：　荷重作用方向に直交する基礎の載荷面積（m^2）

B　：　部材幅（m）

EI　：　基礎の曲げ剛性（kN／m^2）

k_{v0}　：　直径0.3mの剛性円板による平板載荷試験の値に相当する鉛直方向地盤反力係数(kN／m^3)で，次式により求める。

$k_{vo} = 1/0.3 \cdot \alpha \cdot E_0$

E_0　：　地盤の変形係数（kN／m^2）

α　：　割増し係数で，表４．５－６により算出する。

表４．５－６　割増し係数

変形係数 E_0 の推定方法	地盤反力係数の推定に用いる係数 α	
	長期・暴風時	1/2Ss 地震時
直径 0.3mの剛体円板による平板載荷試験の繰返し曲線から求めた変形係数の 1/2	1	2
孔内水平載荷試験で測定した変形係数	4	8
供試体の一軸圧縮試験または三軸圧縮試験から求めた変形係数	4	8
標準貫入試験の N 値より E_0＝2800N で推定した変形係数	1	2

E_0 を供試体の一軸圧縮試験または三軸圧縮試験から求めた変形係数により推定する場合

1/2Ss 地震時　　α＝8

表４．５－７　地盤のバネ定数

項目	記号	単位	レール下部	NS 方向基礎	EW 方向基礎
載荷幅	B_0	(m)	80.00	95.90	80.00
載荷奥行き	L_0	(m)	95.90	80.00	95.90
基礎の載荷面積	Av	(m^2)	7672.00	7672.00	7672.00
基礎の換算載荷幅	Bv	(m)	87.59	87.59	87.59
E_0 推定時の係数	α	－	8	8	8
地盤の変形係数	E_0	(kN／m^2)	15688	15688	15688
直径 0.3m 相当の地盤反力係数	k_{v0}	(kN／m^3)	418374	418347	418347
鉛直方向地盤反力係数	k_v	(kN／m^3)	5923	5923	5923
部材幅	B	(m)	3.500	8.300	5.170
鉛直方向バネ定数	K_v	(kN／m^2)	20730	49160	30622
せん断バネ定数	K_s	(kN／m^2)	6910	16387	10207

表４．５－８　地盤の変形定数

層区分	層厚 h(m)	変形係数 E(kN/m^2)	変形係数についての備考
改良地盤	3.9	32,900	一軸圧縮強さより推定
礫混り粗砂	1.35	7,000	N 値より推定(E=700N)
粘土混り砂礫	5.43	14,700	N 値より推定(E=700N)
地盤の変形係数		15,688	上記 3 層の複合土層としてとらえ，$\frac{1}{\frac{E}{h}}=\frac{1}{\frac{E1}{h1}}+\frac{1}{\frac{E2}{h2}}+\frac{1}{\frac{E3}{h3}}$ より算出

(2)　EW 方向基礎のモデル化

コンクリート基礎の耐震評価においては，基礎を弾性床上の梁としてモデル化を行う。モデル化する EW 方向基礎の種別を，図４．５－１４に示す。

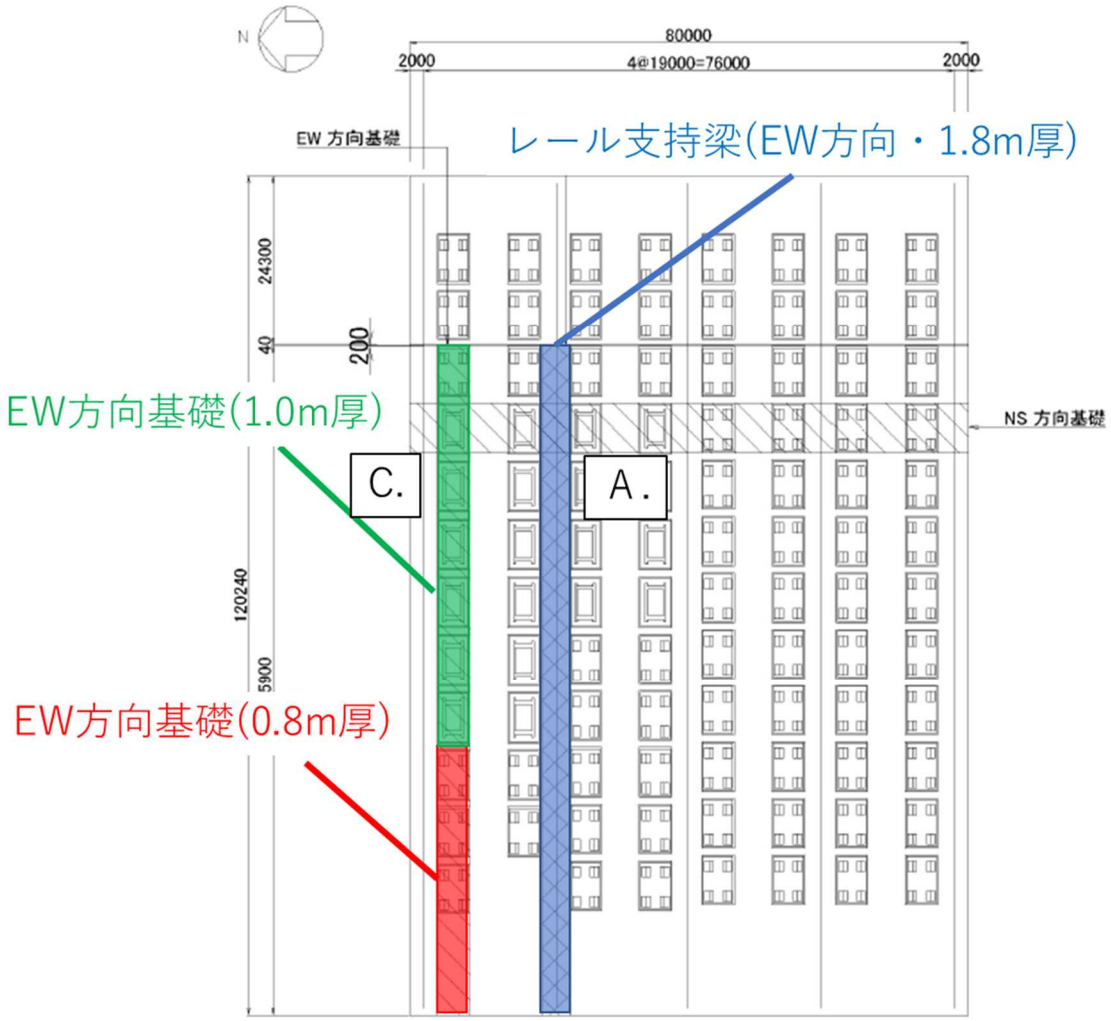


図４．５－１４　EW 方向モデル化部分平面図

EW 方向には 3 種類の梁が存在する。EW 方向梁の配筋図と，断面のモデル化イメージを図４．５－１５～図４．５－１９に，モデル化に際しての地盤バネとの位置関係を図４．５－２０～図４．５－２１に示す。

レール支持梁についてはレールピットや排水溝による断面欠損部が存在するため，図４．５－１６のように同じ面積のＴ字梁としてモデル化を行う。基礎部はレール支持梁との接続部に厚みがある構造となっているが，図４．５－１７のように重量のみ考慮し，構造としては見込まない形でモデル化を行った。

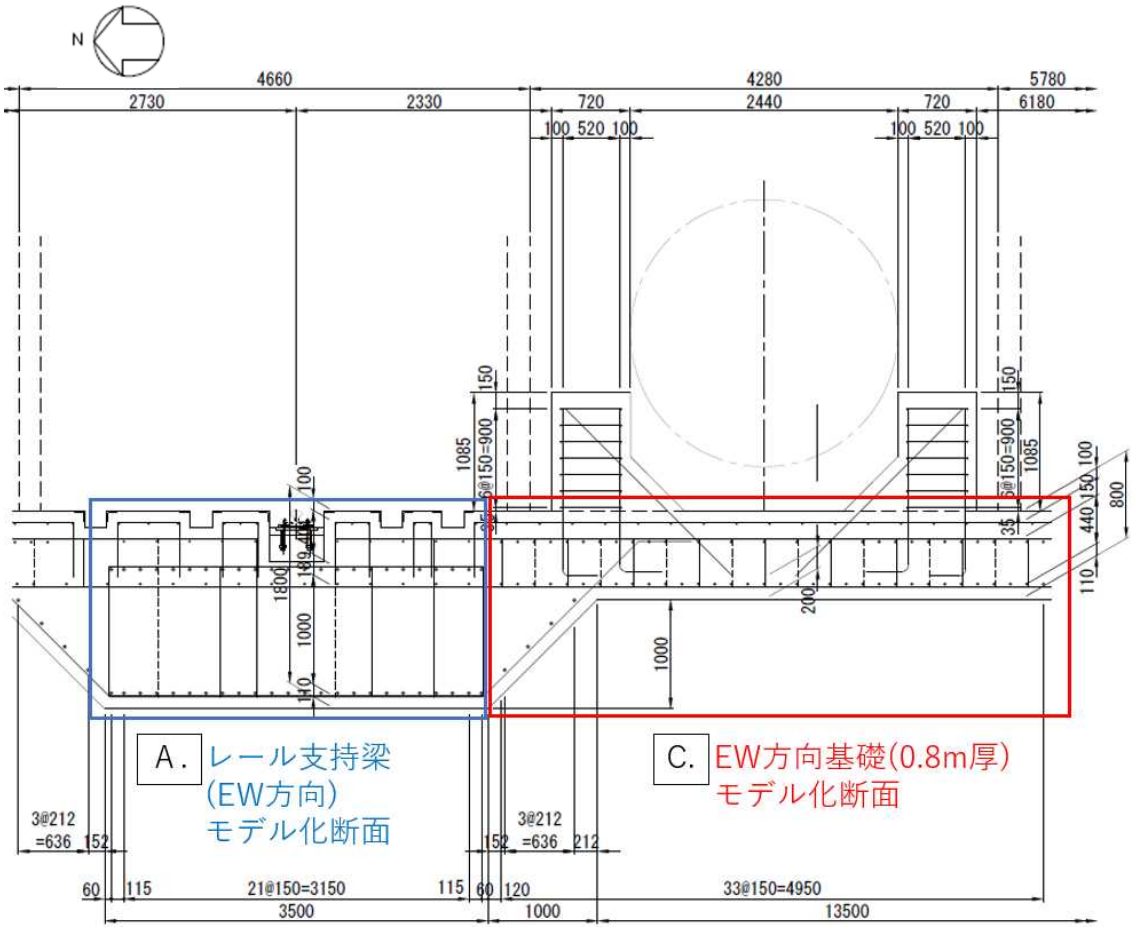


図４．５－１５　EW 方向モデル化部分断面図(0.8m 基礎・レール)

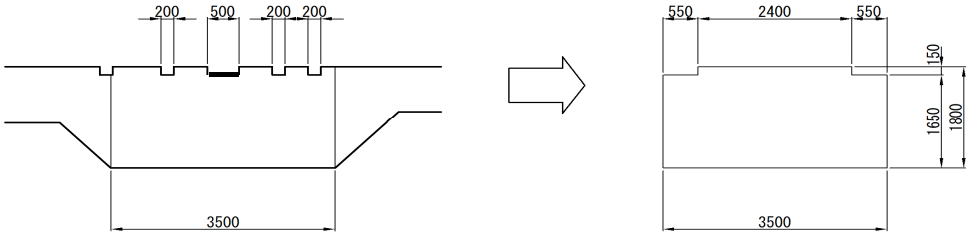


図４．５－１６　レール支持梁(EW 方向)のモデル化

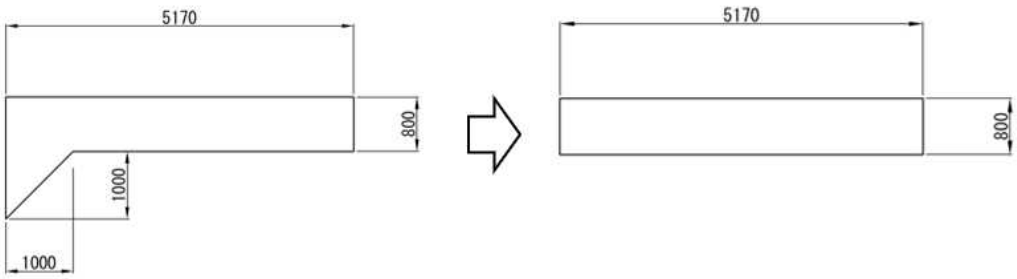


図４．５－１７　EW 方向基礎(0.8m 厚)のモデル化

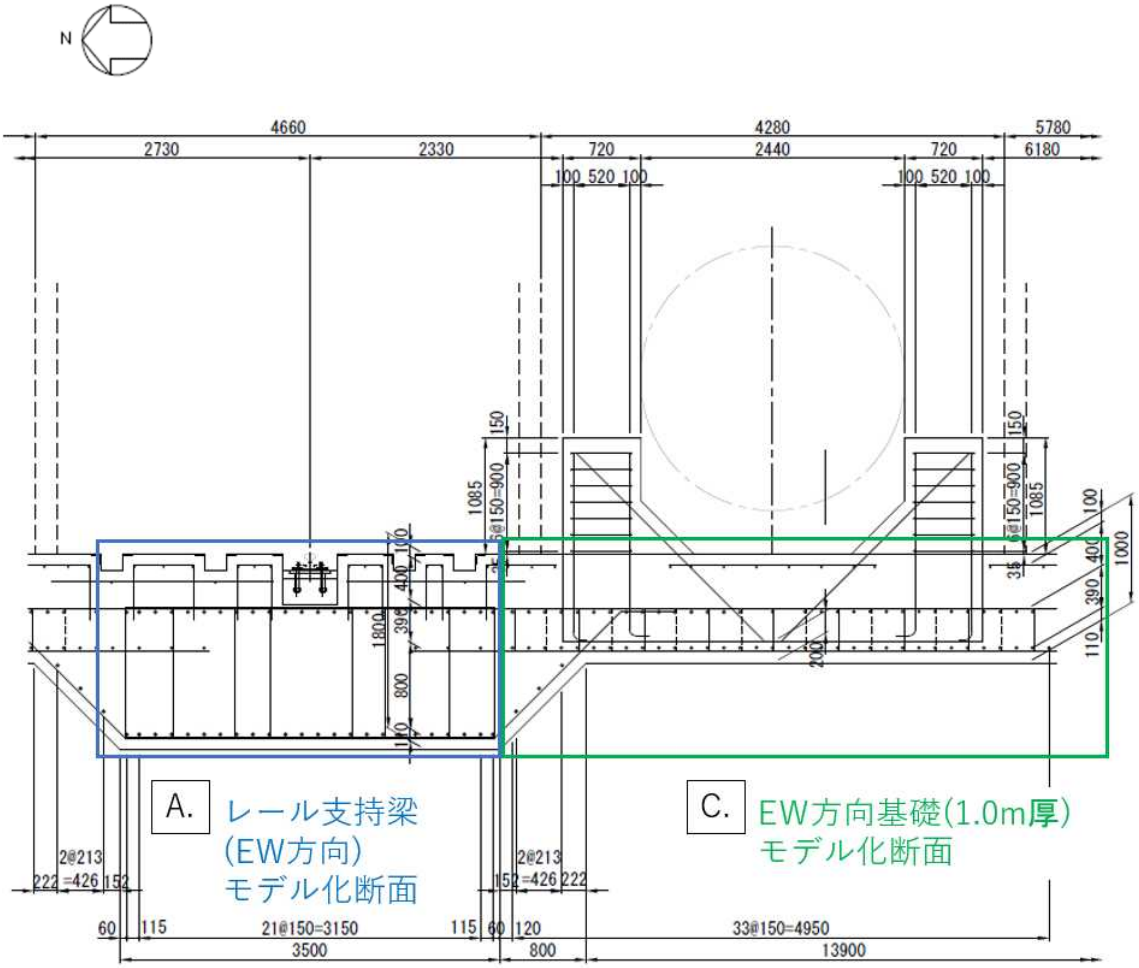


図４．５－１８　EW 方向モデル化部分断面図(1.0m 基礎・レール)

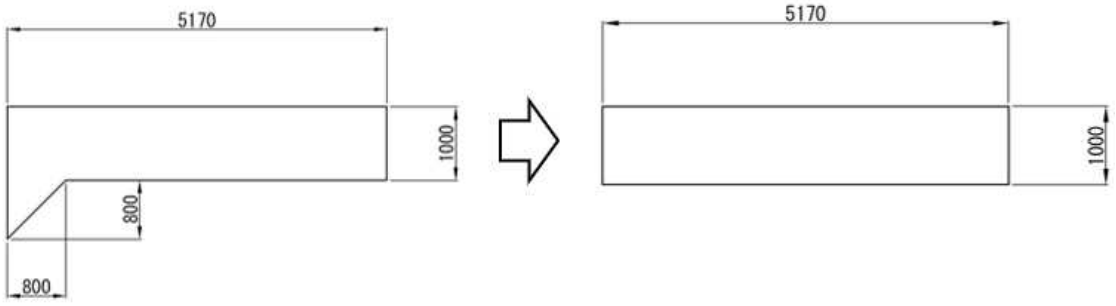


図４．５－１９　EW 方向基礎(1.0m 厚)のモデル化

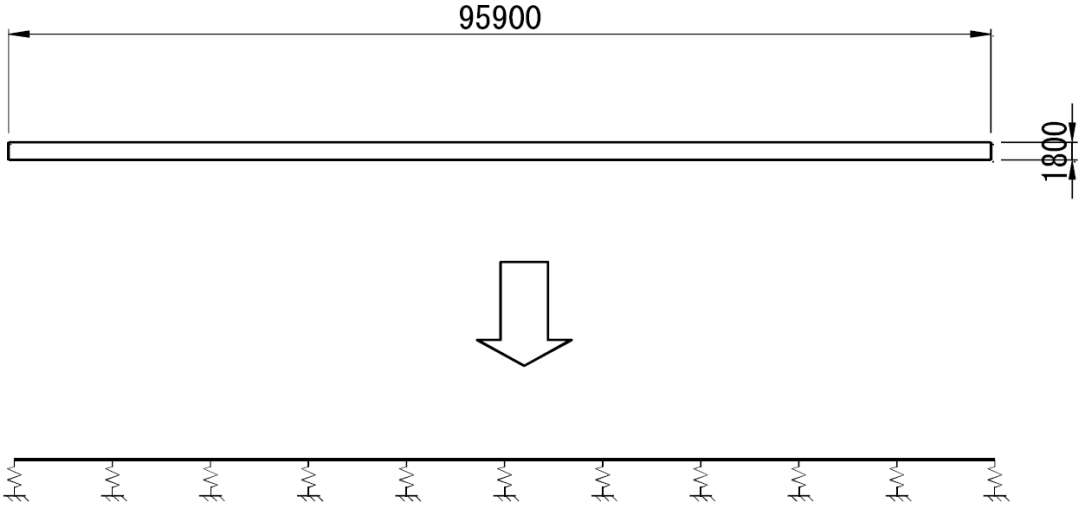


図４．５－２０　レール支持梁(EW 方向)と地盤バネ

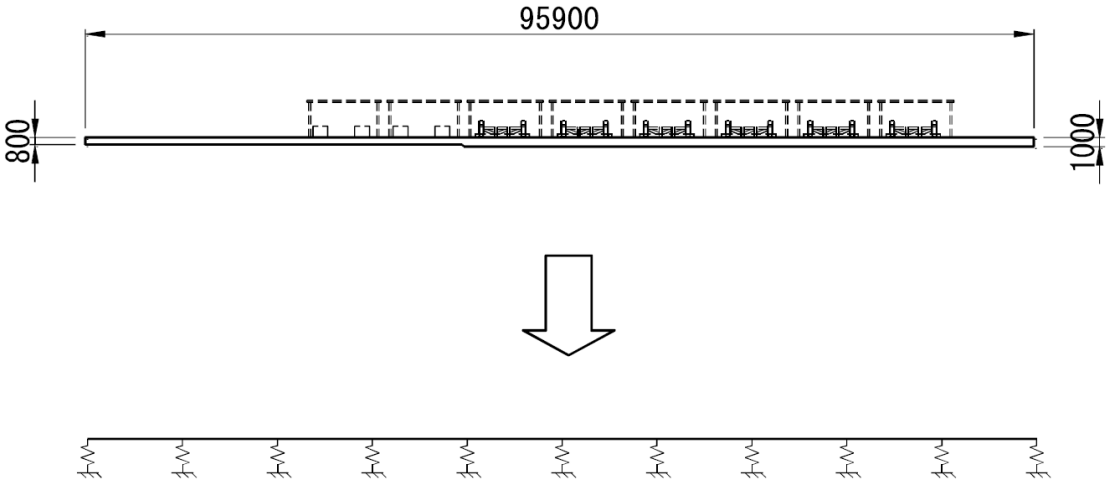


図４．５－２１　EW 方向基礎と地盤バネ

(3)　NS 方向基礎のモデル化

コンクリート基礎の耐震評価においては，基礎を弾性床上の梁としてモデル化を行う。モデル化する NS 方向基礎の種別を，図４．５－２２に示す。

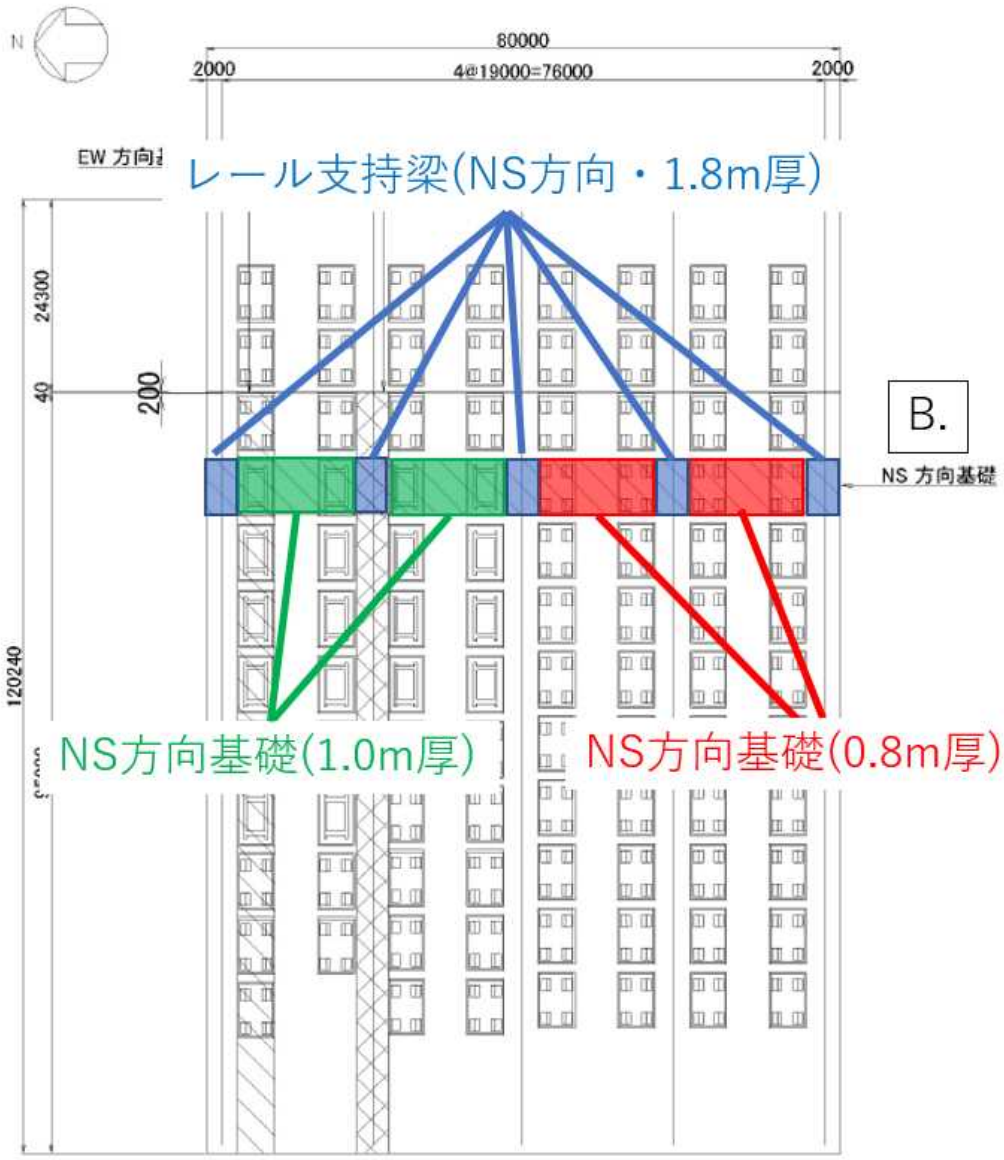


図４．５－２２　NS 方向モデル化部分平面図

NS 方向には 3 種類の梁が存在する。NS 方向梁の配筋図と，断面のモデル化イメージを図４．５－２３～図４．５－２８に，モデル化に際しての地盤バネとの位置関係を図４．５－２９に示す。

レール支持梁・コンクリート基礎部ともに EW 方向には深さ最大 150 ㎜の排水側溝が設置されているため，モデル化に際しては基礎厚から 150 ㎜減じた厚さでモデル化を実施している。

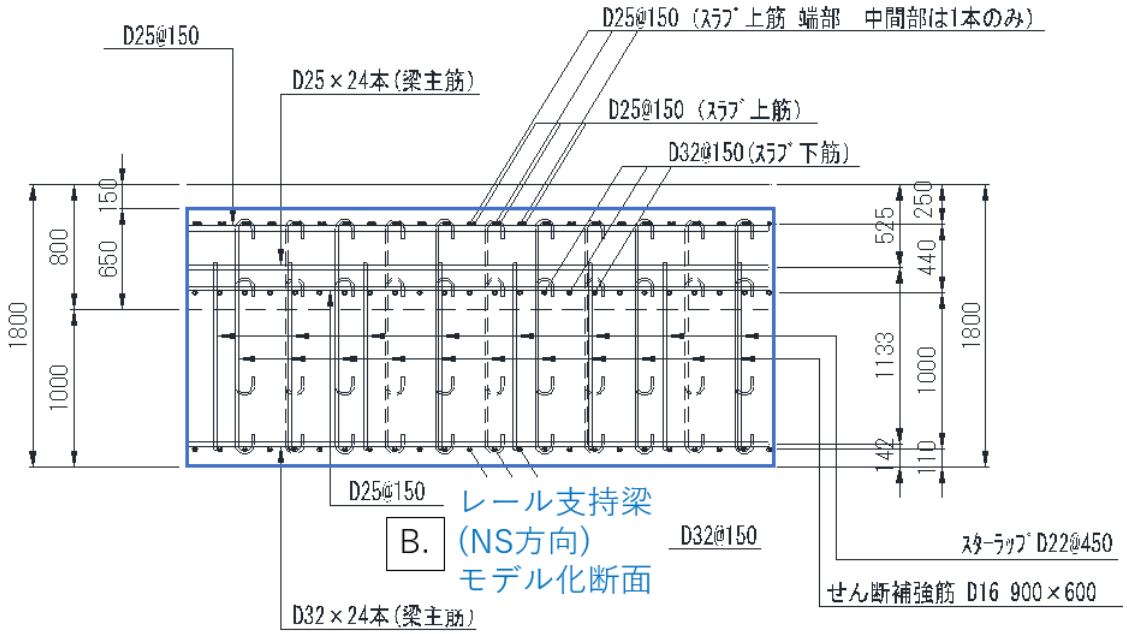


図４．５－２３　レール支持梁(NS 方向)モデル化部分断面図

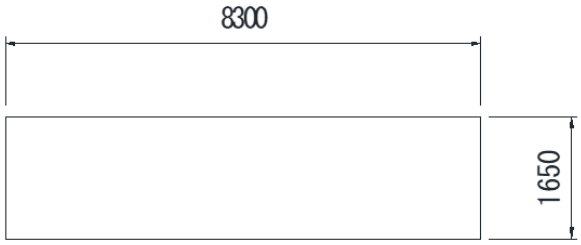


図４．５－２４　レール支持梁(NS 方向)のモデル化

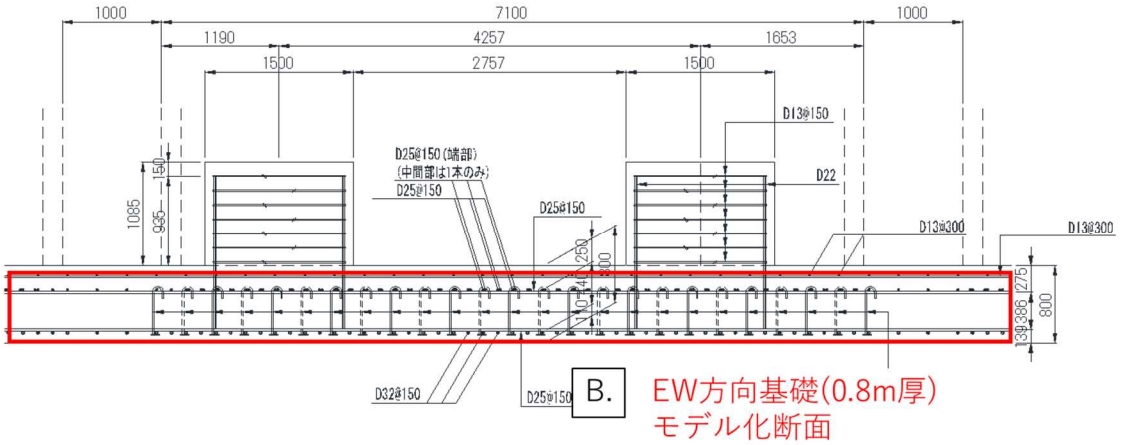


図４．５－２５　NS 方向基礎(0.8m 厚)モデル化部分断面図

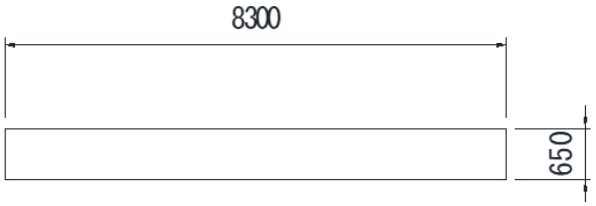


図４．５－２６　NS 方向基礎(0.8m 厚)のモデル化

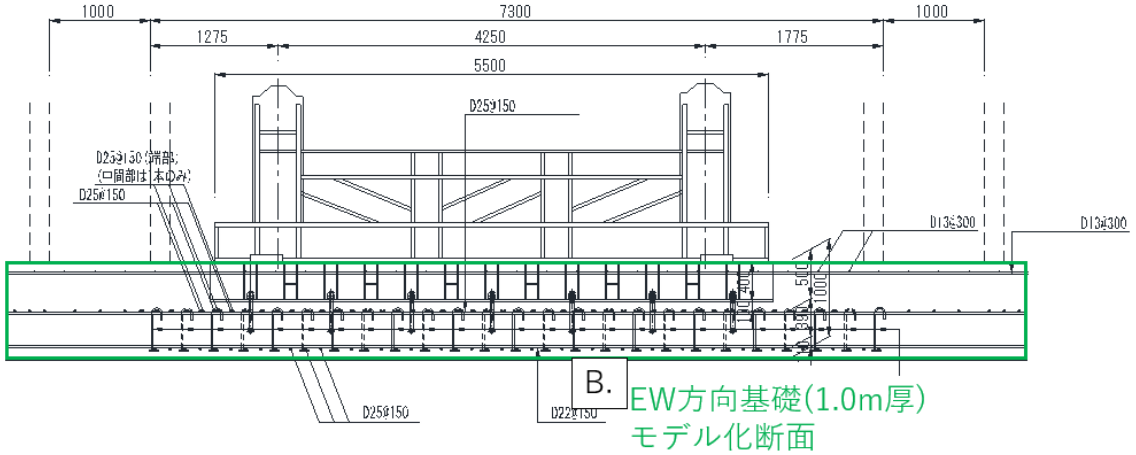


図４．５－２７　NS 方向基礎(1.0m 厚)モデル化部分断面図

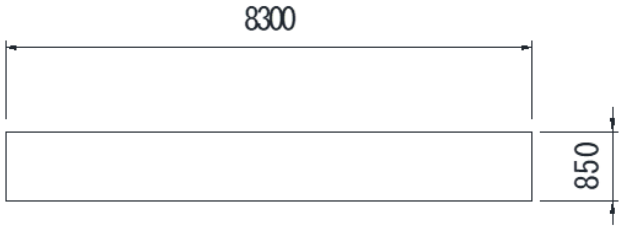


図４．５－２８　　NS 方向基礎(1.0m 厚)のモデル化

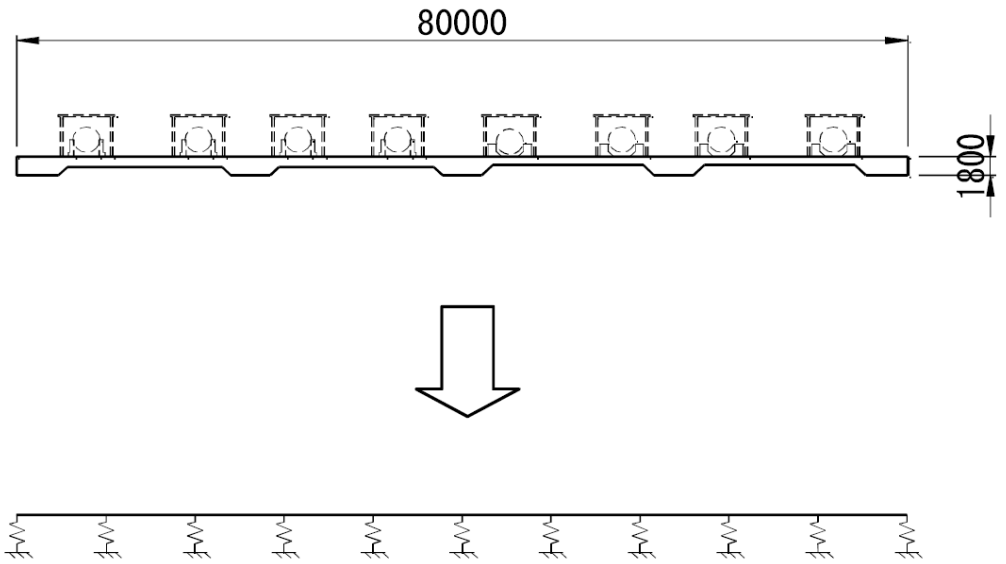


図４．５－２９　NS 方向基礎と地盤バネ

(4) 荷重条件

以下に各種荷重を算定したものを示す。

1) 乾式キャスク

乾式キャスクによる荷重を表４．５－９に示す。

表４．５－９　乾式キャスク荷重

乾式貯蔵キャスク　　1基当たり

	項目	単位	1/2Ss450
NS 方向	鉛直力	(kN)	1820
	水平力	(kN)	855
	モーメント	(kN・m)	1270
EW 方向	鉛直力	(kN)	331
	水平力	(kN)	155
	モーメント	(kN・m)	1360

輸送貯蔵兼用キャスク　　1脚当たり

	項目	単位	1/2Ss450
NS 方向	鉛直力	(kN)	455
	水平力	(kN)	429
	モーメント	(kN・m)	243
EW 方向	鉛直力	(kN)	455
	水平力	(kN)	411
	モーメント	(kN・m)	167

水平力は北と東方向を正，鉛直力は下向きを正とする。

2) クレーン荷重

クレーンによる荷重を表４．５－１０に示す。

表４．５－１０　クレーン荷重

1輪当たり

	状態	フック寄り	走行車輪荷重					
			走行給電側			反走行給電側		
			鉛直方向	横行方向	走行方向	鉛直方向	横行方向	走行方向
			(UD 方向)	(NS 方向)	(EW 方向)	(UD 方向)	(NS 方向)	(EW 方向)
			(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)
1/2Ss450	定格荷重 (150t)	走行給電側	2341	446	185	319	446	84

水平力は北と東方向を正，鉛直力は下向きを正とする。

3) コンクリートモジュール荷重

コンクリートモジュールによる荷重を表４．５－１１に示す。

表４．５－１１　コンクリートモジュール荷重

1基当たり

			単位	NS 方向断面	EW 方向断面
乾式貯蔵キャスク	1/2Ss450	鉛直方向	(kN)	1269	1269
		水平方向	(kN)	-381	376
輸送貯蔵兼用キャスク		鉛直方向	(kN)	1247	1247
		水平方向	(kN)	-374	370

水平力は北と東方向を正，鉛直力は下向きを正とする。

4)　コンクリート基礎自重

コンクリート基礎の自重による鉛直方向の荷重を，表４．５－１２に示す。

表４．５－１２　コンクリート基礎自重

		奥行き方向幅	部材高	鉛直荷重
		(m)	(m)	(kN/m)
レール支持梁(EW 方向)	レール部スラブ	3.50	1.80	151
NS 方向スラブ	レール部スラブ	8.30	1.80	359
	キャスク部スラブ	8.30	1.00	199
	キャスク部スラブ	8.30	0.80	159
	支持架台	1.50×0.72×1.185		70
EW 方向スラブ	キャスク部スラブ	5.17	1.00	132
	キャスク部スラブ	5.17	0.80	111
	支持架台	1.50×0.72×1.185		70

5)　コンクリート基礎地震時荷重

コンクリート基礎の地震時において追加で与える荷重に関しては，表４．５－１３に示すコンクリート基礎版中心部における加速度をコンクリート基礎自重に与えたものを使用する。

表４．５－１３　コンクリート基礎地震時荷重

	断面方向	単位	水平	鉛直
既設基礎	NS 断面	(gal)	535.55	327.81
	EW 断面	(gal)	532.55	335.46

水平力は北と東方向を正，鉛直力は下向きを正とする。

(5)　荷重ケース

荷重を与える位置について，検討タイプ（断面）ごとに以下のように設定した。

1)　レール支持梁(EW 方向)

レール支持梁(EW 方向)のクレーン載荷位置については，施設使用期間(50 年)に比べてクレーンの使用時間(合計約 13 日)が十分に短いことから，待機位置として評価を行う。載荷位置について，図４．５－３０に示す。

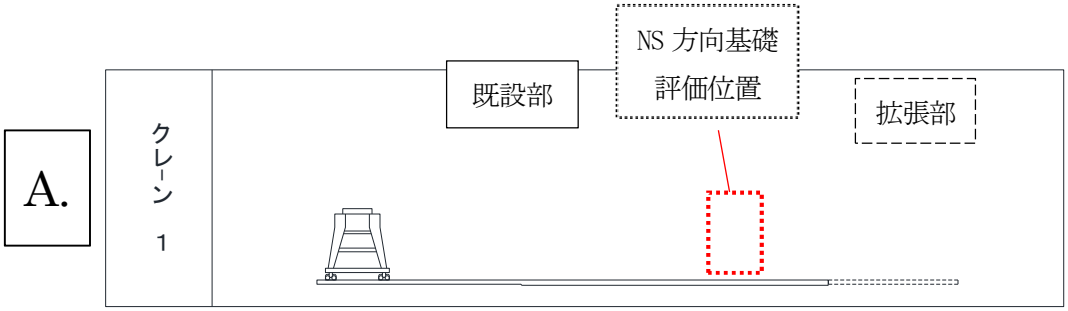


図４．５－３０　レール支持梁(EW 方向)クレーン載荷位置

2)　NS 方向基礎

NS 方向基礎のクレーンについては，待機位置であれば評価断面上に位置しない(図４．５－３０参照)が，保守的に北側の第一レーンの評価位置に位置しているものとして計算を行う。載荷位置について，図４．５－３１に示す。

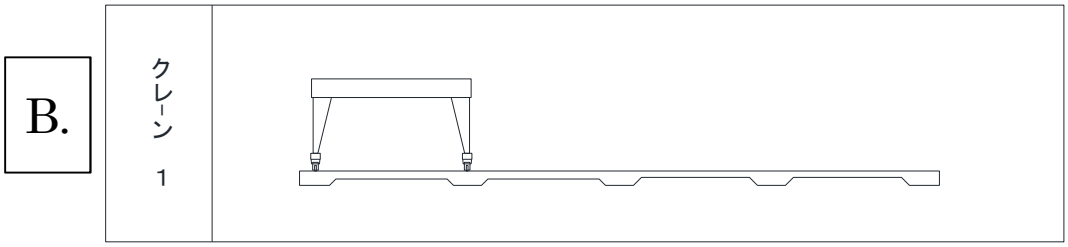


図４．５－３１　NS 方向基礎クレーン載荷位置

NS 方向基礎のキャスクについては，評価断面において既に 8 基すべて設置した状態であるため，8 基設置した状態として評価を行う。載荷位置を図４．５－３２に示す。

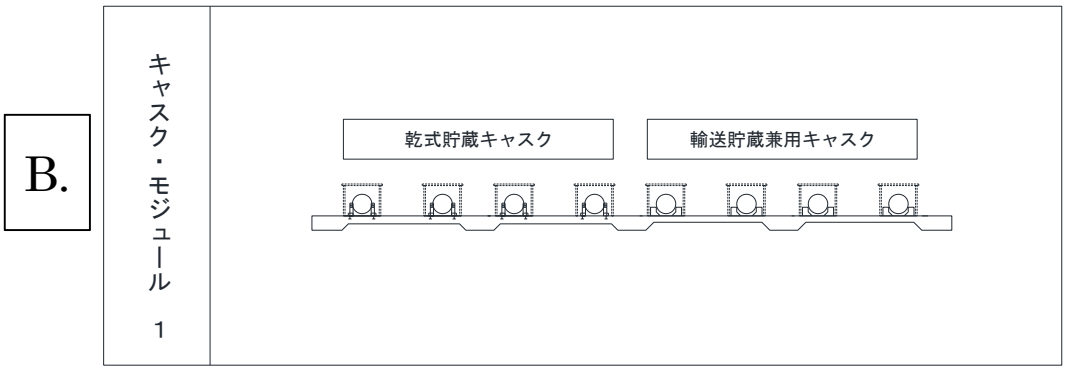


図４．５－３２　NS 方向基礎乾式キャスク載荷位置

3)　EW 方向基礎

EW 方向基礎のキャスクについては，評価断面において拡張前と拡張後にキャスク搬入を行った後において基数が異なること，同一レーンのキャスクは短期間で配置されると考えられることから，拡張前(ケース１)と拡張後(ケース２)の２つの荷重ケースについて評価を実施する。ケースごとの載荷位置を図４．５－３３に示す。

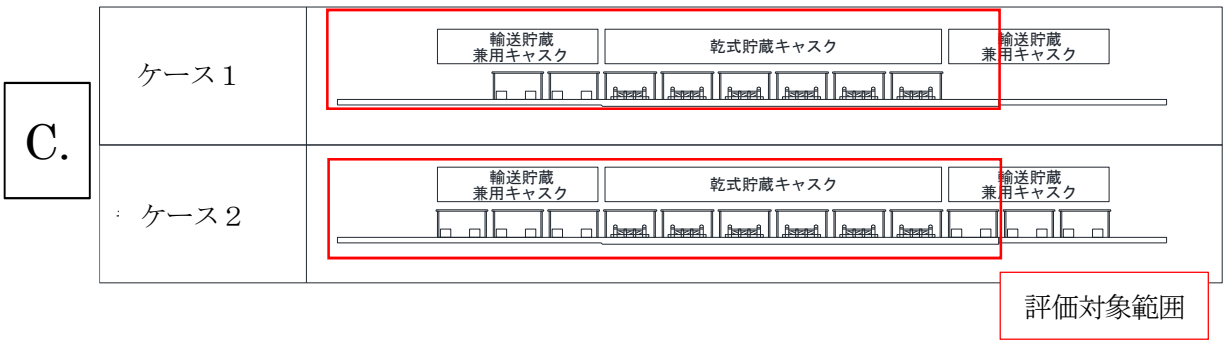
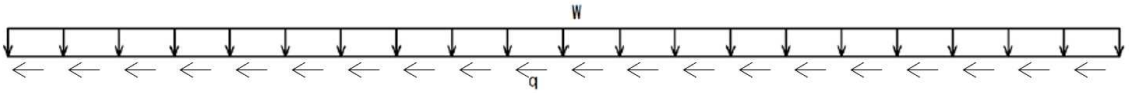


図４．５－３３　EW 方向基礎乾式キャスク載荷位置

(6) 荷重図

1) レール支持梁(EW 方向)

レール支持梁(EW 方向)の荷重図を図４．５－３４に示す。



コンクリート基礎



クレーン

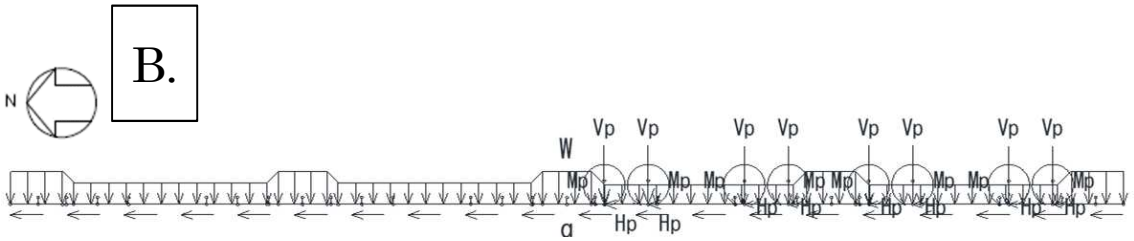
記号	内容
W	コンクリート基礎自重に対する鉛直力
q	コンクリート基礎自重に対する水平力
P	クレーンからコンクリート基礎への鉛直力
H	クレーンからコンクリート基礎への水平力

図４．５－３４　レール支持梁(EW 方向)荷重図

2) NS 方向基礎荷重図

NS 方向基礎の荷重図を図４．５－３５（１）～（４）に示す。

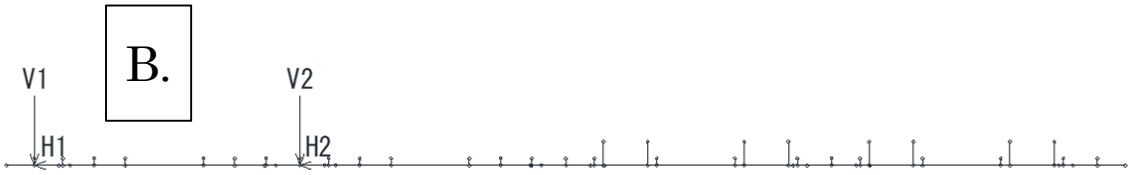
南側に配置されている輸送貯蔵兼用キャスク４基については１基あたり４箇所のコンクリート支持架台で支持する構造であるため図４．５－３５（１）のようにモーメントが２点に発生している。一方北側に配置されている乾式貯蔵キャスクについては鋼製の架台１基を介して支持する構造であるため図４．５－３５（３）のようにモーメントは１点に発生している。



コンクリート基礎＋輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリート支持架台

記号	内容
W	コンクリート基礎自重に対する鉛直力
q	コンクリート基礎自重に対する水平力
Vp	コンクリート支持架台からの鉛直力
Hp	コンクリート支持架台からの水平力
Mp	コンクリート支持架台からのモーメント

図４．５－３５（１）　NS 方向基礎荷重図(コンクリート基礎・コンクリート支持架台)

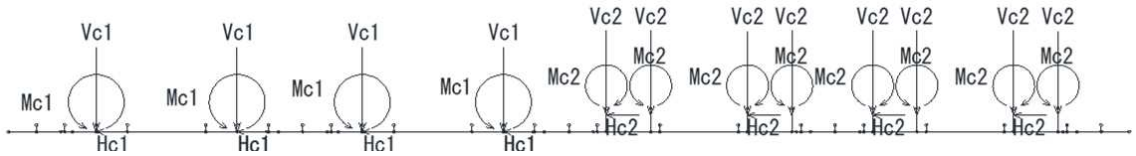


クレーン

記号	内容
V1	クレーンからの鉛直力(走行給電側)
H1	クレーンからの水平力(走行給電側)
V2	クレーンからの鉛直力(反走行給電側)
H2	クレーンからの水平力(反走行給電側)

図４．５－３５（２）　NS 方向基礎荷重図(クレーン)

B.

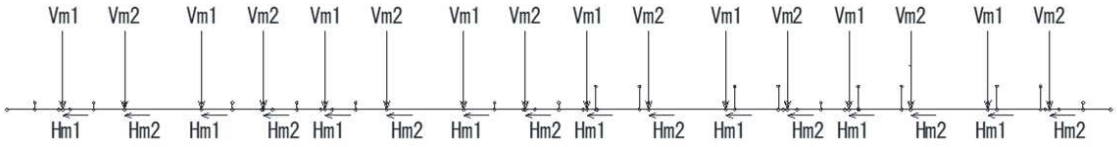


乾式貯蔵キャスク(北側４基)＋輸送貯蔵兼用キャスク(南側４基)

記号	内容
Vc1	乾式貯蔵キャスクからの鉛直力
Hc1	乾式貯蔵キャスクからの水平力
Mc1	乾式貯蔵キャスクからのモーメント
Vc2	輸送貯蔵兼用キャスクからの鉛直力
Hc2	輸送貯蔵兼用キャスクからの水平力
Mc2	輸送貯蔵兼用キャスクからのモーメント

図４．５－３５（３）　NS 方向基礎荷重図(乾式キャスク)

B.



コンクリートモジュール

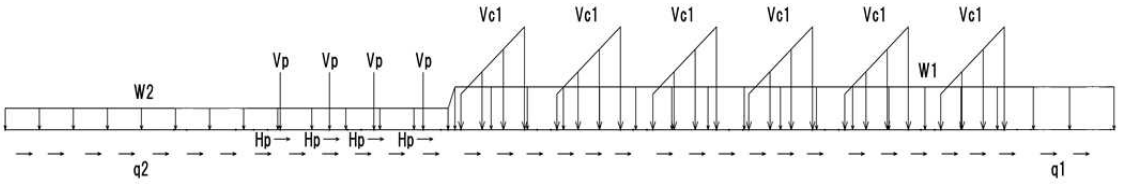
記号	内容
Vm1	コンクリートモジュールからの鉛直力(北側)
Hm1	コンクリートモジュールからの水平力(北側)
Vm2	コンクリートモジュールからの鉛直力(南側)
Hm2	コンクリートモジュールからの水平力(南側)

図４．５－３５（４）　NS 方向基礎荷重図(コンクリートモジュール)

3) EW 方向基礎荷重図

EW 方向基礎の荷重図を図４．５－３６及び図４．５－３７に示す。

C.

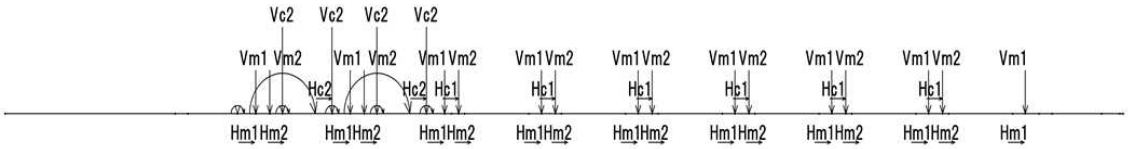


コンクリート基礎＋乾式貯蔵キャスク鉛直力

記号	内容
W1	コンクリート基礎の鉛直力(１．０m厚)
q1	コンクリート基礎の水平力(１．０m厚)
W2	コンクリート基礎の鉛直力(０．８m厚)
q2	コンクリート基礎の水平力(０．８m厚)
Vp	コンクリート支持架台からの鉛直力
Hp	コンクリート支持架台からの水平力
Vc1	乾式貯蔵キャスクからの鉛直力

図４．５－３６（１）　EW 方向基礎ケース１荷重図
（コンクリート基礎・乾式貯蔵キャスク）

C.

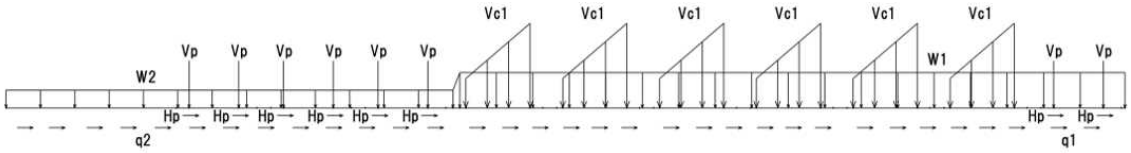


コンクリートモジュール＋輸送貯蔵兼用キャスク＋乾式貯蔵キャスク水平力

記号	内容
Vm1	コンクリートモジュールからの鉛直力(東側)
Hm1	コンクリートモジュールからの水平力(東側)
Vm2	コンクリートモジュールからの鉛直力(西側)
Hm2	コンクリートモジュールからの水平力(西側)
Hc1	乾式貯蔵キャスクからの水平力
Vc2	輸送貯蔵兼用キャスクからの鉛直力
Hc2	輸送貯蔵兼用キャスクからの水平力

図４．５－３６（２）　EW 方向基礎ケース１荷重図
（コンクリートモジュール・輸送貯蔵兼用キャスク）

C.

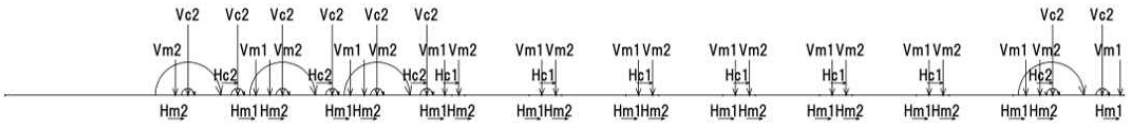


コンクリート基礎＋乾式貯蔵キャスク鉛直力

記号	内容
W1	コンクリート基礎の鉛直力(１．０m厚)
q1	コンクリート基礎の水平力(１．０m厚)
W2	コンクリート基礎の鉛直力(０．８m厚)
q2	コンクリート基礎の水平力(０．８m厚)
Vp	コンクリート支持架台からの鉛直力
Hp	コンクリート支持架台からの水平力
Vc1	乾式貯蔵キャスクからの鉛直力

図４．５－３７（１）　EW 方向基礎ケース２荷重図
（コンクリート基礎・乾式貯蔵キャスク）

C.



コンクリートモジュール＋輸送貯蔵兼用キャスク＋乾式貯蔵キャスク水平力

記号	内容
Vm1	コンクリートモジュールからの鉛直力(東側)
Hm1	コンクリートモジュールからの水平力(東側)
Vm2	コンクリートモジュールからの鉛直力(西側)
Hm2	コンクリートモジュールからの水平力(西側)
Hc1	乾式貯蔵キャスクからの水平力
Vc2	輸送貯蔵兼用キャスクからの鉛直力
Hc2	輸送貯蔵兼用キャスクからの水平力

図４．５－３７（２）　EW 方向基礎ケース２荷重図
（コンクリートモジュール・輸送貯蔵兼用キャスク）

(7) 断面力図

1) レール支持梁(EW 方向)断面力図

レール支持梁(EW 方向)の断面力図を図４．５－３８（１）～（３）に示す。

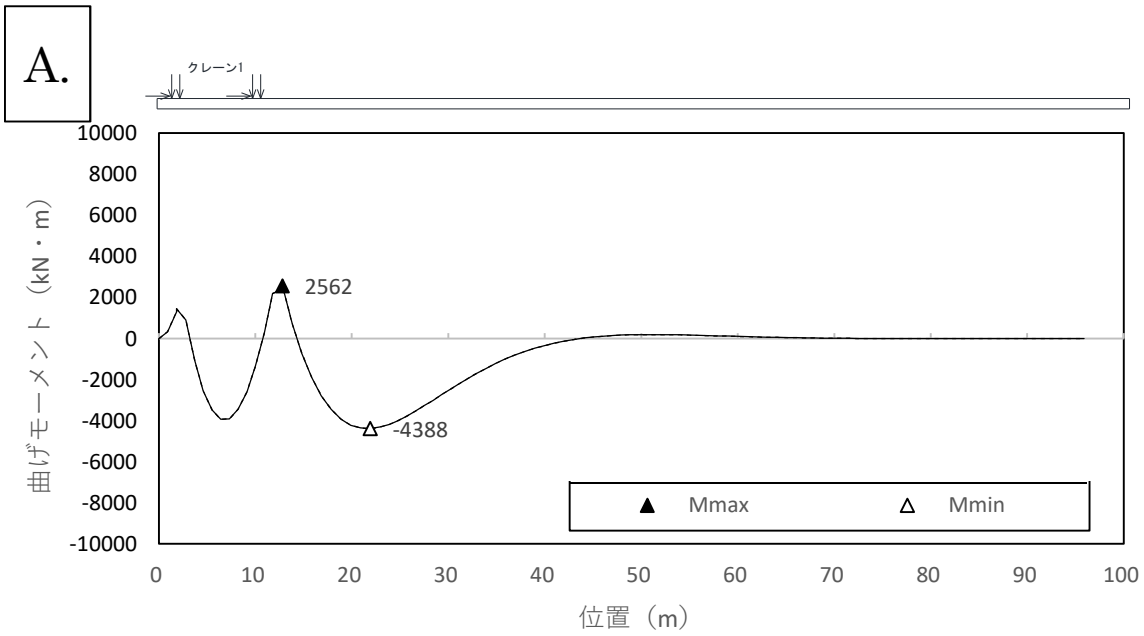


図４．５－３８（１） レール支持梁(EW 方向)断面力図 曲げモーメント（1/2Ss450）

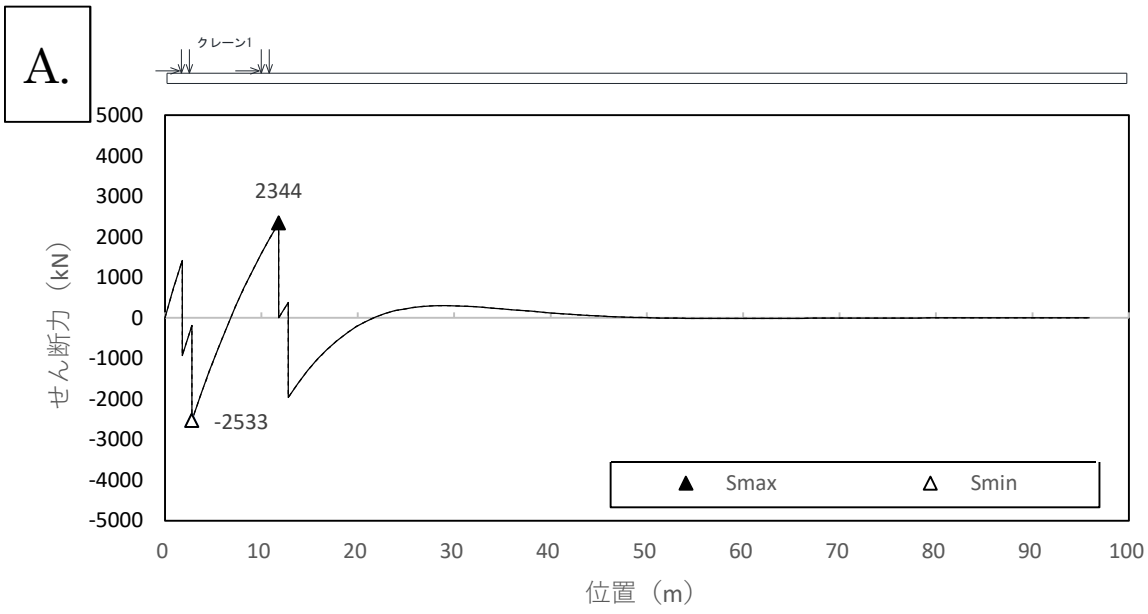


図４．５－３８（２） レール支持梁(EW 方向)断面力図 せん断力（1/2Ss450）

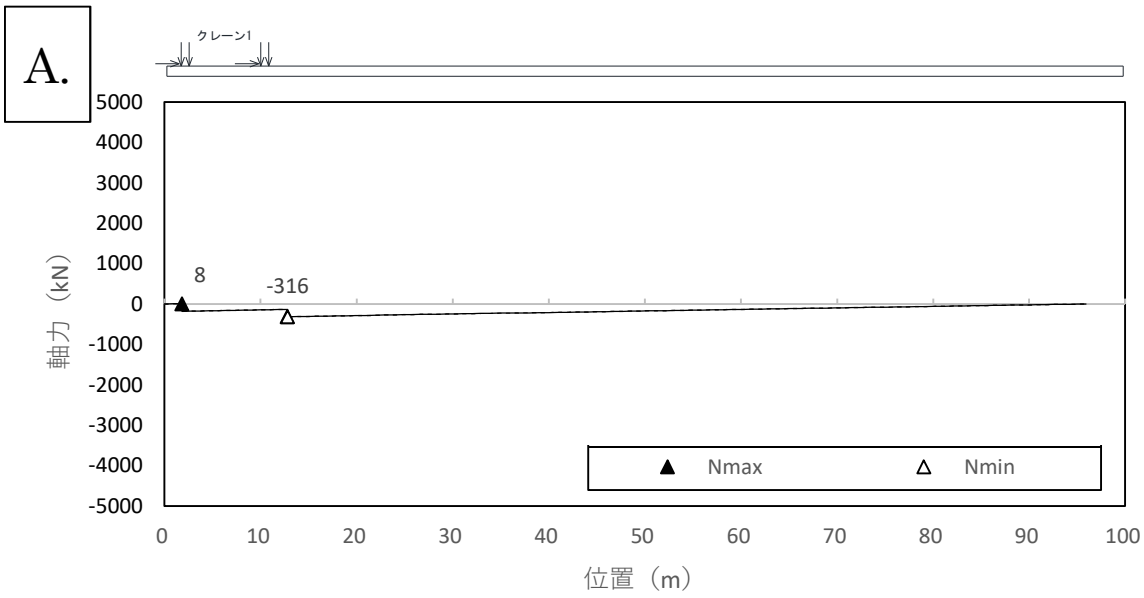


図４．５－３８（３）　レール支持梁(EW 方向)断面力図　軸力（1/2Ss450）

2) NS 方向基礎断面力図

NS 方向基礎の断面力図を図４．５－３９（１）～（３）に示す。

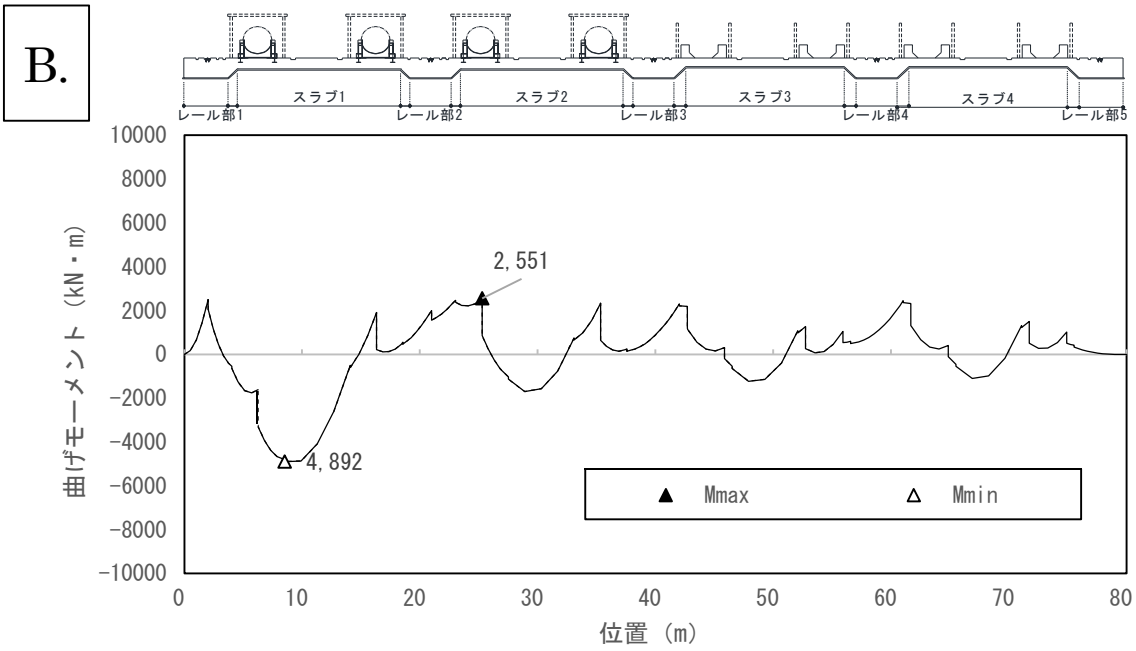


図４．５－３９（１）　NS 方向基礎断面力図　曲げモーメント（1/2Ss450）

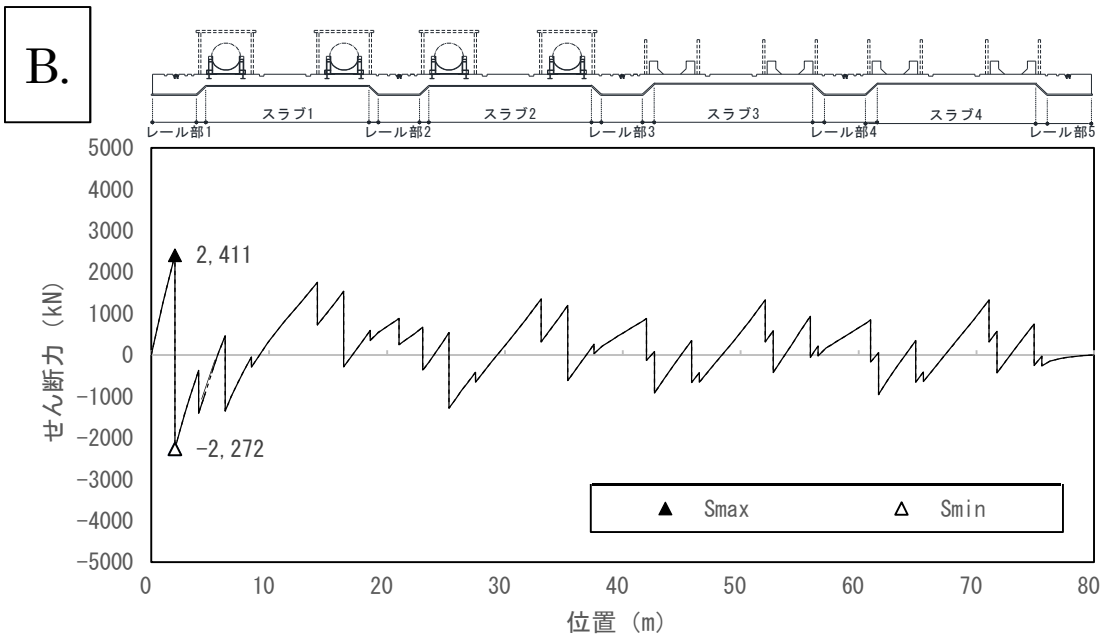


図４．５－３９（２）　NS 方向基礎断面力図　せん断力（1/2Ss450）

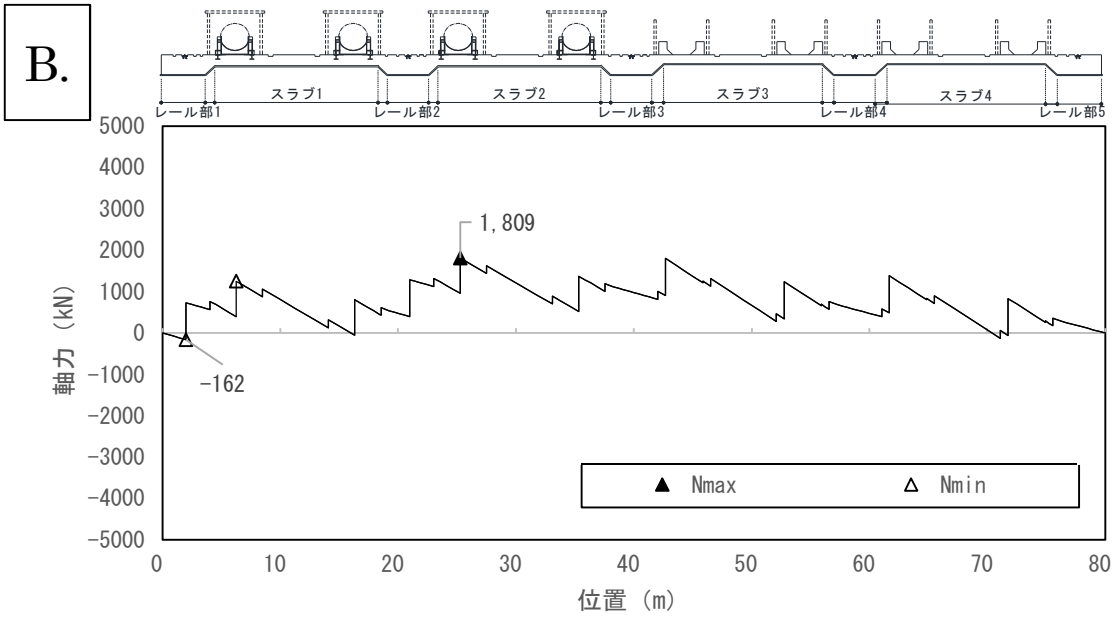


図４．５－３９（３）　NS 方向基礎断面力図　軸力（1/2Ss450）

3) EW 方向基礎断面力図

EW 方向基礎の断面力図を図４．５－４０（１）～（３）に示す。

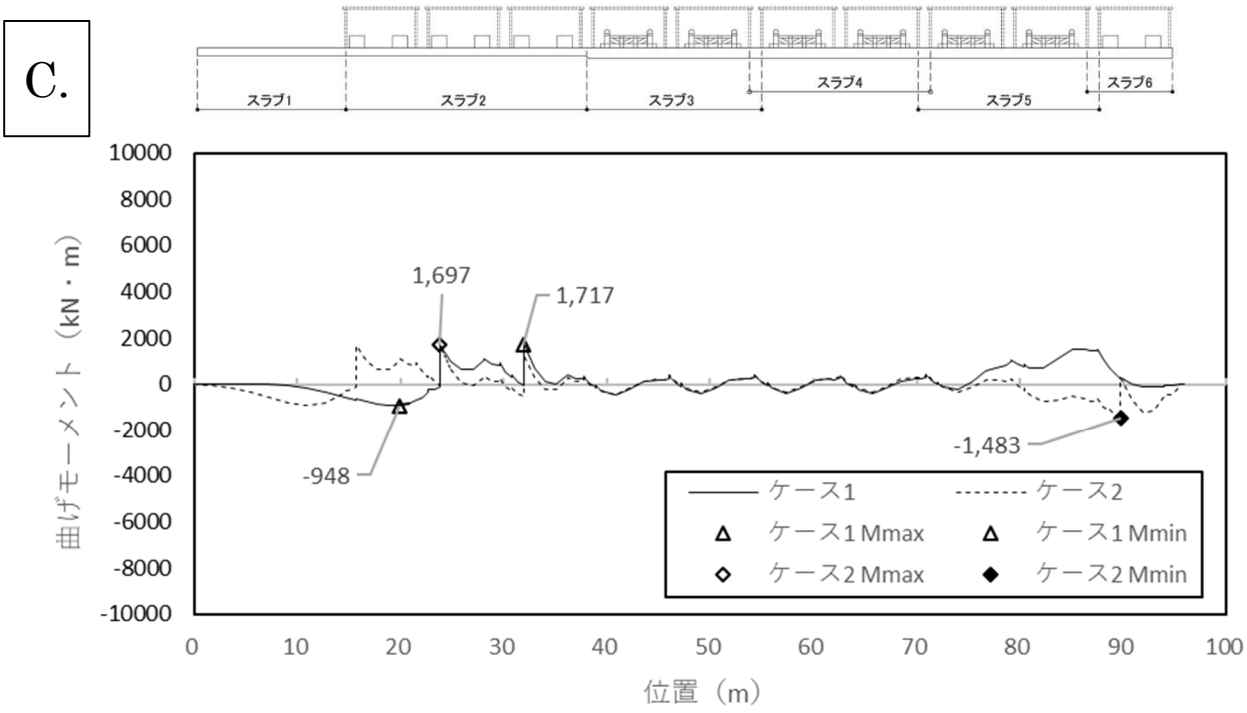


図４．５－４０（１）　EW 方向基礎断面力図　曲げモーメント（1/2Ss450）

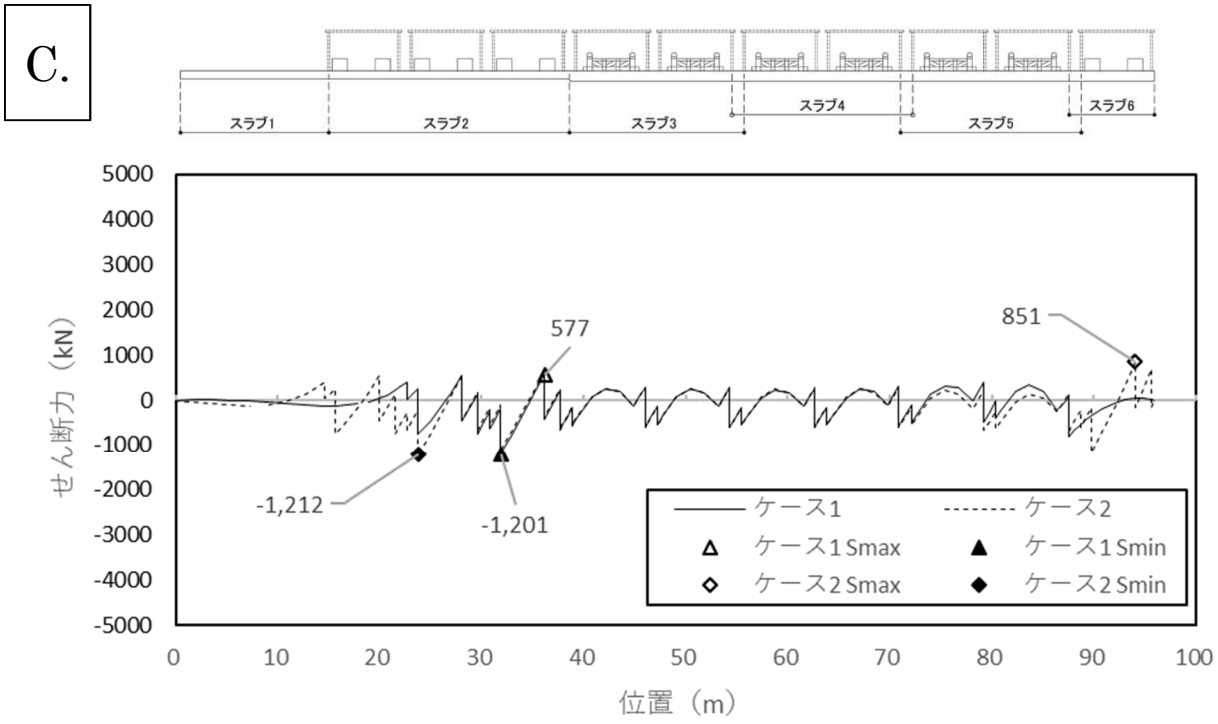


図４．５－４０（２）　EW 方向基礎断面力図　せん断力（1/2Ss450）

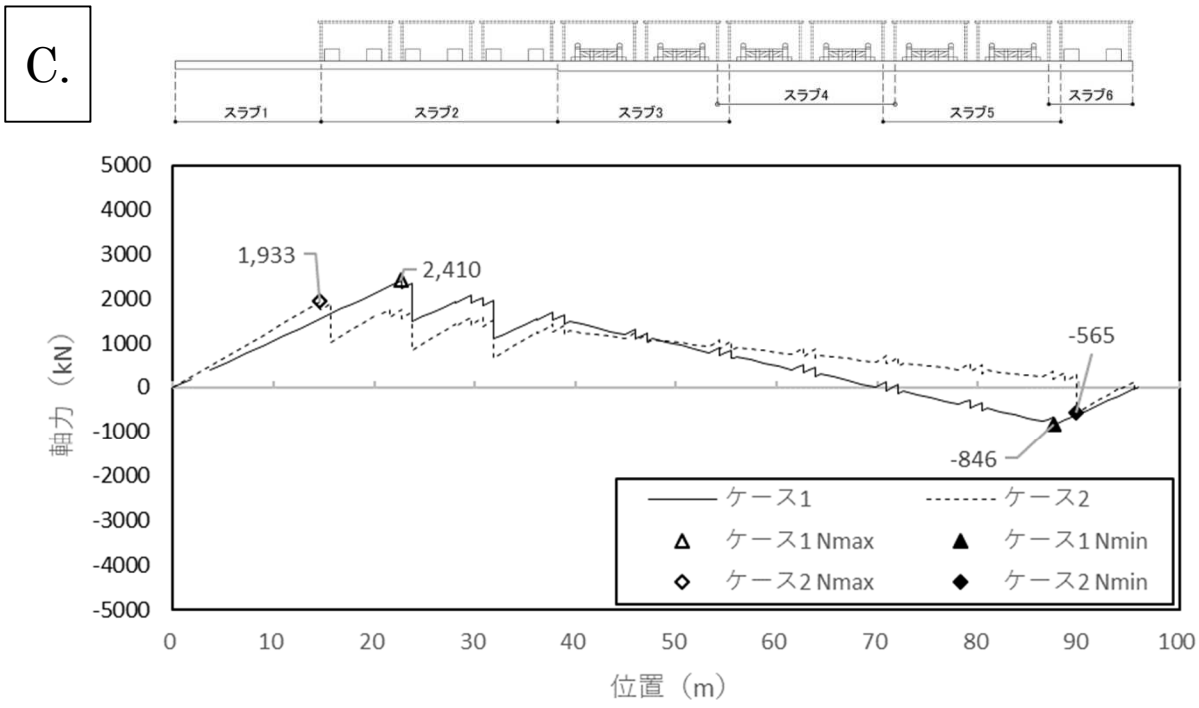


図４．５－４０（３）　EW 方向基礎断面力図　軸力（1/2Ss450）

(8) 耐震評価

耐震評価は次式に示すように設計断面力が断面諸元と軸力から求まる部材の終局耐力を下回ることを確認する。耐力式については「コンクリート標準示方書　設計編(2007)　(社)土木学会」を参照している。

曲げ耐力の照査

$$\gamma i \cdot \frac{Md}{Mud} \leqq 1.0$$

ここに,

γi :　構造物係数　$\gamma i = 1.0$

Md :　設計曲げモーメント　(kN･m)

Mud :　設計曲げ耐力　(kN･m)

せん断耐力の照査

$$\gamma i \cdot \frac{Vd}{Vyd} \leqq 1.0$$

ここに,

γi :　構造物係数　$\gamma i = 1.0$

Vd :　設計せん断力　(kN)

Vyd :　設計せん断耐力　(kN)

評価結果を表４．５－１４～表４．５－２６，図４．５－４１，図４．５－４２に示す。設計断面力が部材の終局耐力以下であることを確認した。

表４．５－１４　断面諸元（レール支持梁（EW 方向））

項目			記号	単位	レール支持梁
部材	部材幅		b	(mm)	3500
	部材高		h	(mm)	1800
鉄筋	１段目	位置	d	(mm)	525
		鉄筋	－	－	D25
		断面積	－	(cm^2)	5.067
		本数	－	(本)	24.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	121.61
	２段目	位置	d	(mm)	866
		鉄筋	－	－	D25
		断面積	－	(cm^2)	5.067
		本数	－	(本)	6.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	30.40
	３段目	位置	d	(mm)	1658
		鉄筋	－	－	D32
		断面積	－	(cm^2)	7.942
		本数	－	(本)	24.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	190.61
	せん断	鉄筋	－	－	D22
		断面積	－	(cm^2)	3.871
		本数	－	(本)	4.000
		配置間隔	S_a	(mm)	450

表４．５－１５　断面力（レール支持梁（EW 方向））

項目			記号	単位	
1/2Ss450	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-4388
		軸力	N_d	(kN)	280
		せん断力	V_d	(kN)	0
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	2562
		軸力	N_d	(kN)	316
		せん断力	V_d	(kN)	1961
	せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	909
		軸力	N_d	(kN)	173
		せん断力	V_d	(kN)	2533

表４．５－１６　照査結果（レール支持梁（EW 方向））

項目			記号	単位	スラブ
1/2Ss450	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-4388
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	-5821
		構造物係数	γ_i	－	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		－	0.75
		判定		－	OK
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	2562
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	12062
		構造物係数	γ_i	－	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		－	0.21
		判定		－	OK
	せん断	せん断力	V_d	(kN)	2533
		せん断耐力	V_{yd}	(kN)	3006
		構造物係数	γ_i	－	1.00
		$\gamma_i \cdot V_d/V_{yd} \leqq 1.0$		－	0.84
		判定		－	OK

表４．５－１７　せん断破壊の照査詳細（レール支持梁（EW 方向））

	設計せん断力		レール部１
			2533
1/2Ss 地震時	コンクリートのみ	せん断耐力	1450
		照査値	1.75
		照査結果	ＮＧ
	せん断補強筋込み	せん断耐力	3006
		照査値	0.84
		照査結果	ＯＫ

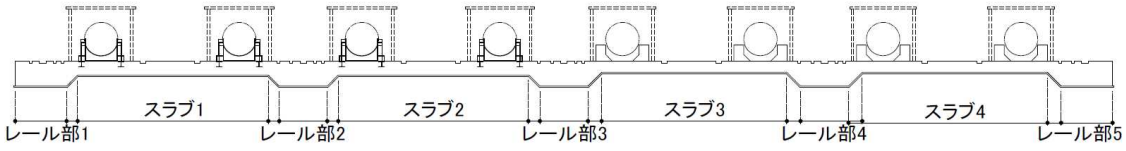


図４．５－４１　NS 方向基礎検討位置図

表４．５－１８　断面諸元（NS 方向基礎レール部・スラブ）

項目			記号	単位	レール部 1	レール部 2	レール部 3	レール部 4	レール部 5
部材	部材幅		b	(mm)	8300	8300	8300	8300	8300
	部材高		h	(mm)	1650	1650	1650	1650	1650
鉄筋	1 段目	位置	d	(mm)	350	350	350	540	540
		鉄筋	－	－	D25	D25	D25	D32	D32
		断面積	－	(cm^2)	5.067	5.067	5.067	7.942	7.942
		本数	－	(本)	110.000	55.000	55.000	55.000	55.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	557.37	278.69	278.69	436.81	436.81
	2 段目	位置	d	(mm)	1540	1540	1540	1540	1540
		鉄筋	－	－	D32	D32	D32	D32	D32
		断面積	－	(cm^2)	7.942	7.942	7.942	7.942	7.942
		本数	－	(本)	55.000	55.000	55.000	55.000	55.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	436.81	436.81	436.81	436.81	436.81
	せん断	鉄筋	－	－	D16	D16	D16	D16	D16
		断面積	－	(cm^2)	1.986	1.986	1.986	1.986	1.986
		ピッチ	－	(mm)	600	600	600	600	600
		本数	－	(本)	13.833	13.833	13.833	13.833	13.833
		配置間隔	S_s	(mm)	900	900	900	900	900

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4
部材	部材幅		b	(mm)	8300	8300	8300	8300
	部材高		h	(mm)	850	850	650	650
鉄筋	1 段目	位置	d	(mm)	350	350	100	100
		鉄筋	－	－	D25	D25	D25	D25
		断面積	－	(cm^2)	5.067	5.067	5.067	5.067
		本数	－	(本)	110.000	55.000	55.000	110.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	557.37	278.69	278.69	557.37
	2 段目	位置	d	(mm)	740	740	540	540
		鉄筋	－	－	D25	D25	D32	D32
		断面積	－	(cm^2)	5.067	5.067	7.942	7.942
		本数	－	(本)	55.000	55.000	55.000	55.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	278.69	278.69	436.81	436.81
	せん断	鉄筋	－	－	D16	D16	D16	D16
		断面積	－	(cm^2)	1.986	1.986	1.986	1.986
		ピッチ	－	(mm)	600	600	600	600
		本数	－	(本)	13.833	13.833	13.833	13.833
		配置間隔	S_s	(mm)	600	600	600	600

表４．５－１９　断面力（NS 方向基礎レール部・スラブ）

項目			記号	単位	レール部 1	レール部 2	レール部 3	レール部 4	レール部 5
1/2Ss450	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-1256	※			
		軸力	N_d	(kN)	-683				
		せん断力	V_d	(kN)	-942				
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	2501	2480	2305	2457	450
		軸力	N_d	(kN)	162	-1119	-813	-390	-228
		せん断力	V_d	(kN)	2411	671	880	844	-131
	せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	2501	2010	1187	1317	333
		軸力	N_d	(kN)	162	-394	-1804	-1382	-359
		せん断力	V_d	(kN)	2411	883	-923	-953	-264

※：レール部 2,3,4,5 では上側引張が発生しない

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4
1/2Ss450	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-4892	-1725	-1269	-1128
		軸力	N_d	(kN)	-953	-1317	-956	-560
		せん断力	V_d	(kN)	0	0	0	0
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	1913	2551	2305	2457
		軸力	N_d	(kN)	55	-954	-813	-390
		せん断力	V_d	(kN)	1537	538	880	844
	せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-505	748	1074	1312
		軸力	N_d	(kN)	-126	-696	-276	130
		せん断力	V_d	(kN)	1753	1346	1325	1330

表４．５－２０　断面照査結果（NS 方向基礎レール部・スラブ）

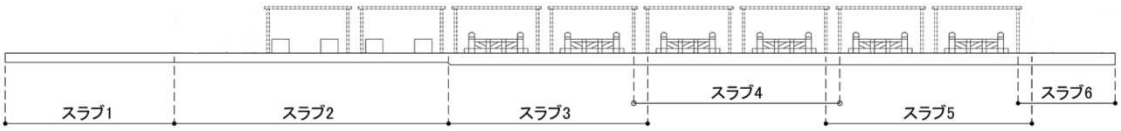
項目			記号	単位	レール部 1	レール部 2	レール部 3	レール部 4	レール部 5
1/2Ss450	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-1256	※			
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	-15460				
		構造物係数	γ_i	-	1.00				
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		-	0.08				
		判定		-	OK				
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	2501	2480	2305	2457	450
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	23159	16909	17837	23034	19134
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		-	0.11	0.15	0.13	0.11	0.02
		判定		-	OK	OK	OK	OK	OK
	せん断	せん断力	V_d	(kN)	2411	883	924	954	265
		せん断耐力	V_{yd}	(kN)	4555	4477	4249	4347	3716
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot V_d/V_{yd} \leqq 1.0$		-	0.53	0.20	0.22	0.22	0.07
		判定		-	OK	OK	OK	OK	OK

※：レール部 2,3,4,5 では上側引張が発生しない g

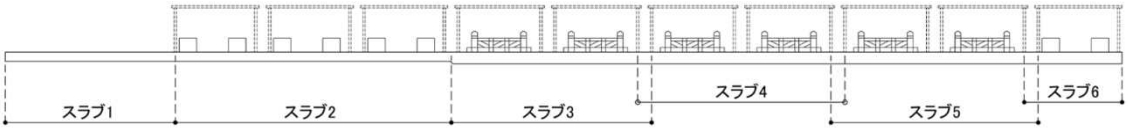
項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4
1/2Ss450	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-4892	-1725	-1269	-1128
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	-7080	-3265	-3868	-7574
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		-	0.69	0.53	0.33	0.15
		判定		-	OK	OK	OK	OK
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	1913	2551	2305	2457
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	9288	7410	6113	6370
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		-	0.21	0.34	0.38	0.39
		判定		-	OK	OK	OK	OK
	せん断	せん断力	V_d	(kN)	1754	1347	1325	1331
		せん断耐力	V_{yd}	(kN)	3007	2888	2744	2791
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot V_d/V_{yd} \leqq 1.0$		-	0.58	0.47	0.48	0.48
		判定		-	OK	OK	OK	OK

表４．５－２１　せん断破壊の照査詳細（NS 方向基礎）

			レール部１	スラブ１
1/2Ss 地震時	設計せん断力		2411	1754
	コンクリートのみ	せん断耐力	3273	2084
		照査値	0.74	0.84
		照査結果	ＯＫ	ＯＫ
	せん断補強筋込み	せん断耐力	4555	3007
		照査値	0.53	0.58
		照査結果	ＯＫ	ＯＫ



ケース 1(基礎拡張前)



ケース 2(基礎拡張後)

図４．５－４２　EW 方向基礎検討位置図

表４．５－２２　断面諸元（EW 方向基礎）

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
部材	部材幅		b	(mm)	5170	5170	5170	5170	5170	5170
	部材高		h	(mm)	800	800	1000	1000	1000	1000
鉄筋	1 段目	位置	d	(mm)	113	113	113	113	113	113
		鉄筋	-	-	D13	D13	D13	D13	D13	D13
		断面積	-	(cm^2)	1.267	1.267	1.267	1.267	1.267	1.267
		本数	-	(本)	17.000	17.000	14.000	14.000	14.000	14.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	21.54	21.54	17.74	17.74	17.74	17.74
	2 段目	位置	d	(mm)	275	275	525	525	525	525
		鉄筋	-	-	D25	D25	D25	D25	D25	D25
		断面積	-	(cm^2)	5.067	5.067	5.067	5.067	5.067	5.067
		本数	-	(本)	28.000	28.000	32.000	32.000	32.000	32.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	141.88	141.88	162.14	162.14	162.14	162.14
	3 段目	位置	d	(mm)	661	661	866	866	866	866
		鉄筋	-	-	D25	D25	D22	D22	D22	D22
		断面積	-	(cm^2)	5.067	5.067	3.871	3.871	3.871	3.871
		本数	-	(本)	34.000	34.000	34.000	34.000	34.000	34.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	172.28	172.28	131.61	131.61	131.61	131.61
	せん断	鉄筋	-	-	D16	D16	D16	D16	D16	D16
		断面積	-	(cm^2)	1.986	1.986	1.986	1.986	1.986	1.986
		ピッチ	-	(mm)	600	600	600	600	600	600
		本数	-	(本)	8.617	8.617	8.617	8.617	8.617	8.617
		配置間隔	S_s	(mm)	600	600	600	600	600	600

表４．５－２３　断面力（EW 方向基礎）

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
1/2Ss450 ケース 1	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-543	-948	-473	-420	-251	-129
		軸力	N_d	(kN)	-1542	-2061	-1433	-248	130	312
		せん断力	V_d	(kN)	-120	0	0	0	0	0
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	12	1717	423	411	1531	1531
		軸力	N_d	(kN)	-445	-1091	-1520	63	846	846
		せん断力	V_d	(kN)	0	-1201	-428	-576	-811	-811
	せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-543	1717	351	372	1531	1531
		軸力	N_d	(kN)	-1542	-1091	-1512	-326	846	846
		せん断力	V_d	(kN)	-120	-1201	-649	-610	-811	-811

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
1/2Ss450 ケース 2	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-918	-540	-459	-360	-1164	-1483
		軸力	N_d	(kN)	-1500	-1532	-1241	-873	-345	-295
		せん断力	V_d	(kN)	0	-103	0	0	-226	-150
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	※	1697	416	462	462	276
		軸力	N_d	(kN)		-846	-879	-529	-529	565
		せん断力	V_d	(kN)		-1212	-603	-604	-604	-1155
	せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-349	1697	281	462	-602	276
		軸力	N_d	(kN)	-1933	-846	-1244	-529	-192	565
		せん断力	V_d	(kN)	412	-1212	-605	-604	-707	-1155

※ケース 2 スラブ 1 では下側引張が生じない

表４．５－２４　断面照査結果（EW 方向基礎）

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
1/2Ss450 ケース 1	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-543	-948	-473	-420	-251	-129
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	-1525	-1700	-1272	-2241	-3420	-9246
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		-	0.36	0.56	0.37	0.19	0.07	0.01
		判定		-	OK	OK	OK	OK	OK	OK
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	12	1717	423	411	1531	1531
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	250	3499	2246	6001	7025	7025
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		-	0.05	0.49	0.19	0.07	0.22	0.22
		判定		-	OK	OK	OK	OK	OK	OK
	せん断	せん断力	V_d	(kN)	120	1202	649	610	811	811
		せん断耐力	V_{yd}	(kN)	1858	1566	1702	1877	1987	1987
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot V_d/V_{yd} \leqq 1.0$		-	0.06	0.77	0.38	0.32	0.41	0.41
		判定		-	OK	OK	OK	OK	OK	OK

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
1/2Ss450 ケース 2	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-918	-540	-459	-360	-1164	-1483
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	-1876	-1526	-1350	-1424	-2467	-2553
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		-	0.49	0.35	0.34	0.25	0.47	0.58
		判定		-	OK	OK	OK	OK	OK	OK
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	※	1697	416	462	462	276
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)		3622	3030	3881	3881	10099
		構造物係数	γ_i	-		1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		-		0.47	0.14	0.12	0.12	0.03
		判定		-		OK	OK	OK	OK	OK
	せん断	せん断力	V_d	(kN)	412	1212	605	604	707	1155
		せん断耐力	V_{yd}	(kN)	1943	1604	1742	1847	1983	1966
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot V_d/V_{yd} \leqq 1.0$		-	0.21	0.76	0.35	0.33	0.36	0.59
		判定		-	OK	OK	OK	OK	OK	OK

※ケース 2 スラブ 1 では下側引張が生じない

表４．５－２５　せん断破壊の照査詳細（EW 方向基礎ケース１）

1/2Ss 地震時	設計せん断力		スラブ２
			1202
	コンクリートのみ	せん断耐力	1052
		照査値	1.14
		照査結果	ＮＧ
	せん断補強筋込み	せん断耐力	1566
		照査値	0.77
		照査結果	ＯＫ

表４．５－２６　せん断破壊の照査詳細（EW 方向基礎ケース２）

1/2Ss 地震時	設計せん断力		スラブ２
			1212
	コンクリートのみ	せん断耐力	1090
		照査値	1.11
		照査結果	ＮＧ
	せん断補強筋込み	せん断耐力	1604
		照査値	0.76
		照査結果	ＯＫ

4.5.4　コンクリート支持架台耐震評価

(1)　コンクリート支持架台のモデル化

1)　コンクリート支持架台の構造

コンクリート支持架台の外形を図４．５－４３に，配筋図を図４．５－４４に示す。

外形(高さ 1185㎜)と配筋図(高さ 1085㎜)でコンクリート支持架台の高さが異なるが，この 100 ㎜の部分については金物を埋め込んでおり，コンクリート構造物とみなしていない部分である。

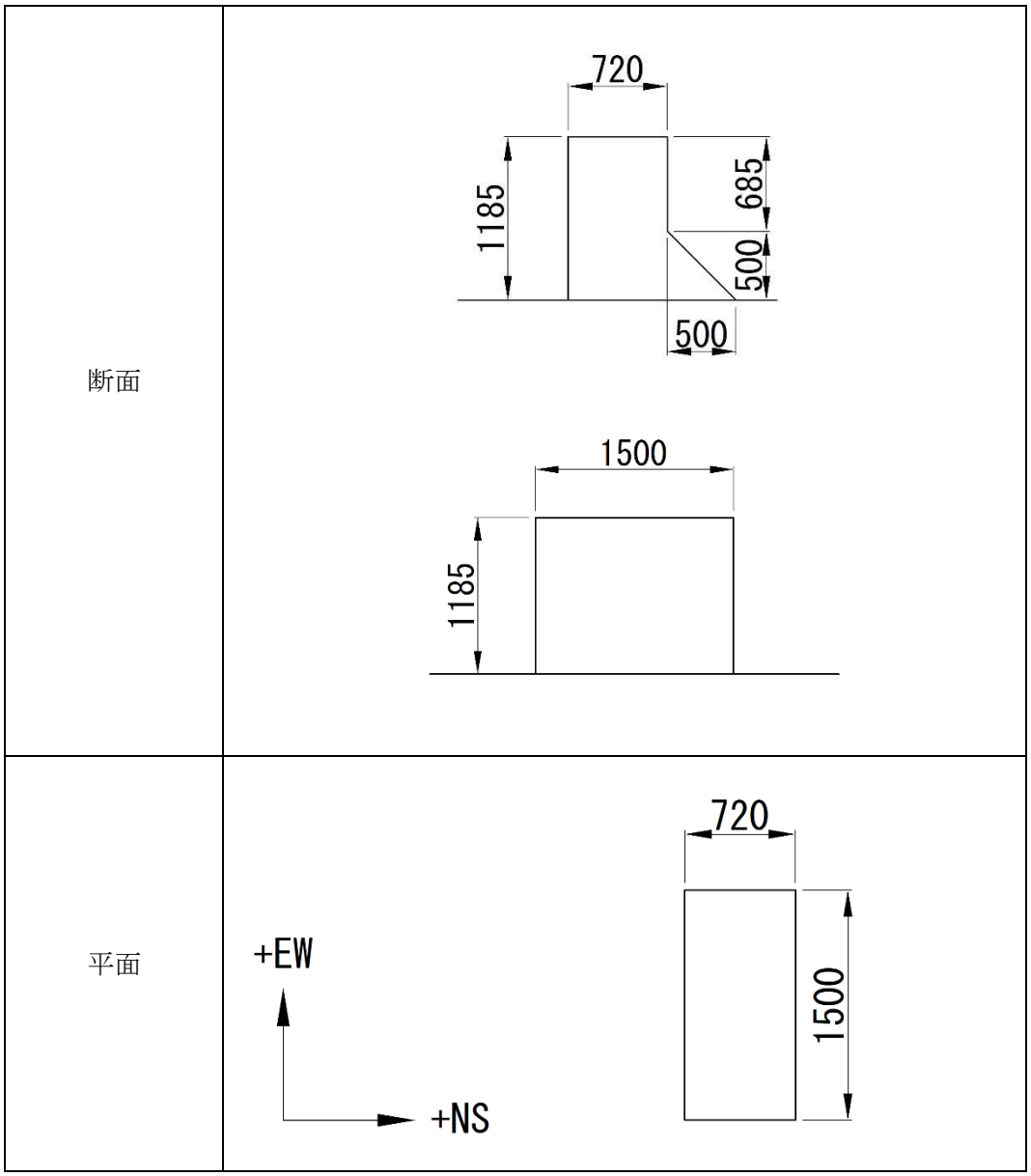


図４．５－４３　コンクリート支持架台外形

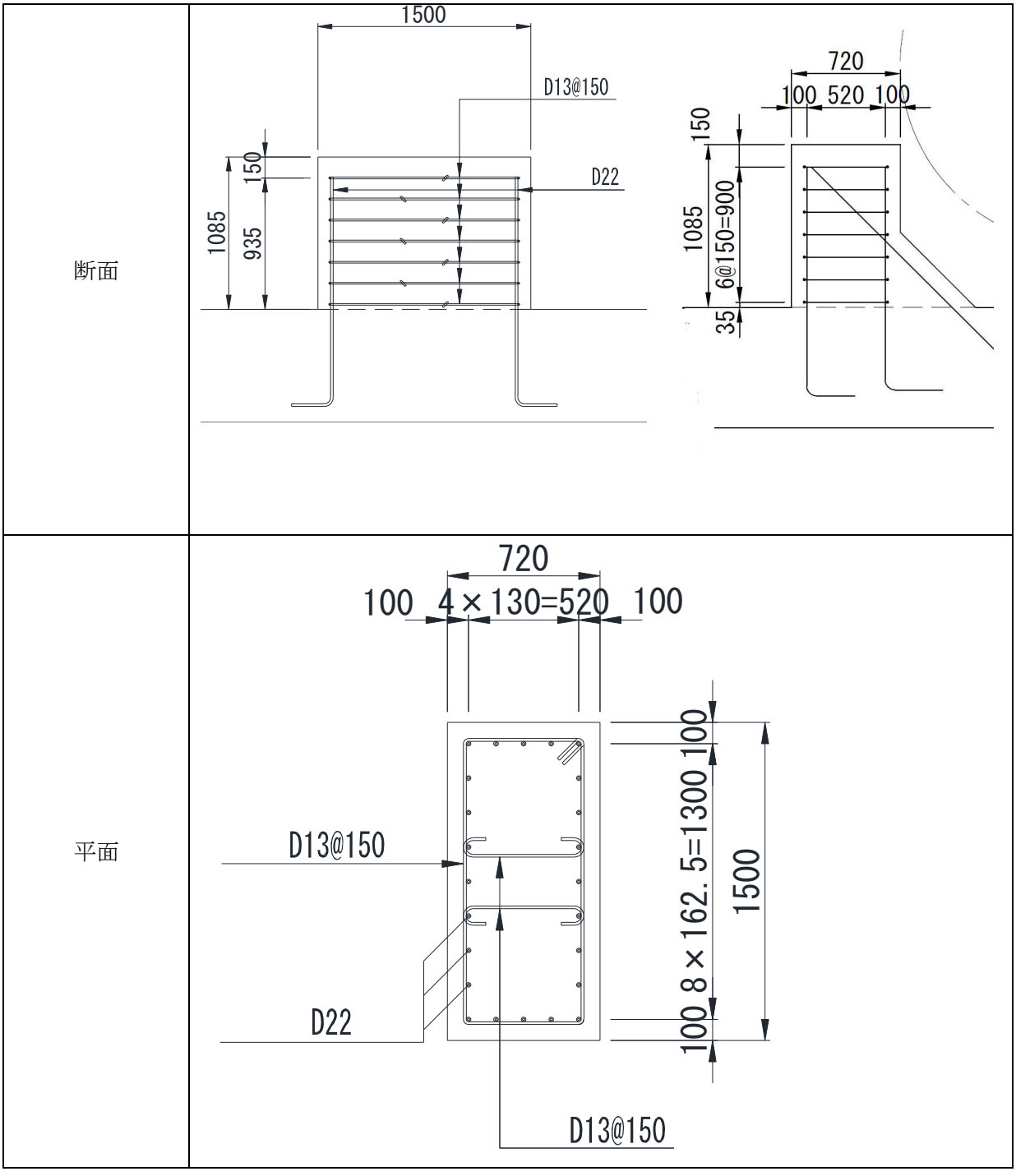


図４．５－４４　コンクリート支持架台配筋図

2)　コンクリート支持架台のモデル化

コンクリート支持架台のモデル化にあたっては，梁としてモデル化を行う。その際ハンチ部分について，重量は見込むものの，構造上はモデル化しない。モデル化のイメージ図を図４．５－４５に示す。

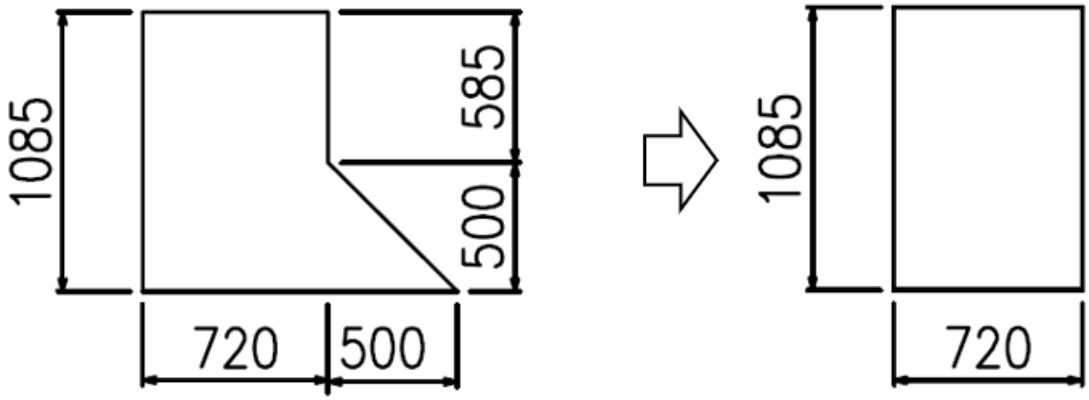


図４．５－４５　コンクリート支持架台のモデル化

(2)　荷重条件

表４．５－２７にコンクリート支持架台下端における荷重条件を示す。乾式キャスクの荷重条件は基本的に表４．５－９を参照しているが，水平力によるモーメントは乾式キャスクによる水平力に支持架台の高さ 1085 ㎜を乗じて算出している。コンクリート支持架台については，設計用地震力を用いて荷重を算出している。

表４．５－２７　コンクリート支持架台下端における荷重条件

		NS 方向			EW 方向		
		鉛直力	水平力	ﾓｰﾒﾝﾄ	鉛直力	水平力	ﾓｰﾒﾝﾄ
		(kN)	(kN)	(kN・m)	(kN)	(kN)	(kN・m)
1/2Ss 地震時	キャスク	455.00	429.00	243.00	455.00	411.00	167.00
	キャスク水平力によるモーメント	－	－	508.37	－	－	487.04
	コンクリート支持架台	47.27	25.67	10.29	47.27	25.67	10.29
	合計	502.27	454.67	761.66	502.27	436.67	664.33

(3) 評価結果

断面諸元を表４．５－２８に，照査結果を表４．５－２９に，せん断破壊の照査詳細を表４．５－３０に示す。

表４．５－２８　断面諸元（コンクリート支持架台）

項目			記号	単位	NS方向	EW方向
部材	部材幅		b	(mm)	1500	720
	部材高		h	(mm)	720	1500
鉄筋	1段目	位置	d	(mm)	100	100
		鉄筋	－	－	D22	D22
		断面積	－	(cm^2)	3.871	3.871
		本数	－	(本)	9.000	5.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	34.84	19.36
	2段目	位置	d	(mm)	360	750
		鉄筋	－	－	D22	D22
		断面積	－	(cm^2)	3.871	3.871
		本数	－	(本)	6.000	14.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	23.23	54.19
	3段目	位置	d	(mm)	620	1400
		鉄筋	－	－	D22	D22
		断面積	－	(cm^2)	3.871	3.871
		本数	－	(本)	9.000	5.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	34.84	19.36
	せん断	鉄筋	－	－	D13	D13
		断面積	－	(cm^2)	1.267	1.267
		本数	－	(本)	3.000	2.000
		配置間隔	S_s	(mm)	150	150

表４．５－２９　照査結果（コンクリート支持架台）

項目			記号	単位	NS方向	EW方向
終局限界	曲げ	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	762	664
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	1040	2969
		構造物係数	γ_i	－	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		－	0.73	0.22
		判定		－	OK	OK
	せん断	せん断力	V_d	(kN)	455	437
		せん断耐力	V_{yd}	(kN)	777	890
		構造物係数	γ_i	－	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot V_d/V_{yd} \leqq 1.0$		－	0.59	0.49
		判定		－	OK	OK

表４．５－３０　せん断破壊の照査詳細

			NS 方向	EW 方向
1/2Ss 地震時	設計せん断力		455	437
	コンクリートのみ	せん断耐力	349	245
		照査値	1.30	1.78
		照査結果	ＮＧ	ＮＧ
	せん断補強筋込み	せん断耐力	777	890
		照査値	0.59	0.49
		照査結果	ＯＫ	ＯＫ

4.5.5　地盤の耐震評価

地盤の支持力については，以下の評価を行う。

評価対象	評価方法
改良地盤	JEAC4616-2009 に基づき，改良地盤に作用する地盤反力度が，改良地盤の設計圧縮強度，せん断抵抗に対する安全率(1.5)に基づき設定した改良地盤の許容限界を下回ることを確認する。
支持地盤	JEAC4616-2009 に基づき，改良地盤下面に作用する鉛直荷重が，極限支持力に対する安全率(1.5)に基づき設定した支持地盤の許容限界を下回ることを確認する。

(1)　キャスク仮保管設備荷重条件の整理

1)　基礎下面における設備荷重の集計

基礎下面における荷重の集計範囲を図４．５－４６に，集計結果について表４．５－３１に示す。

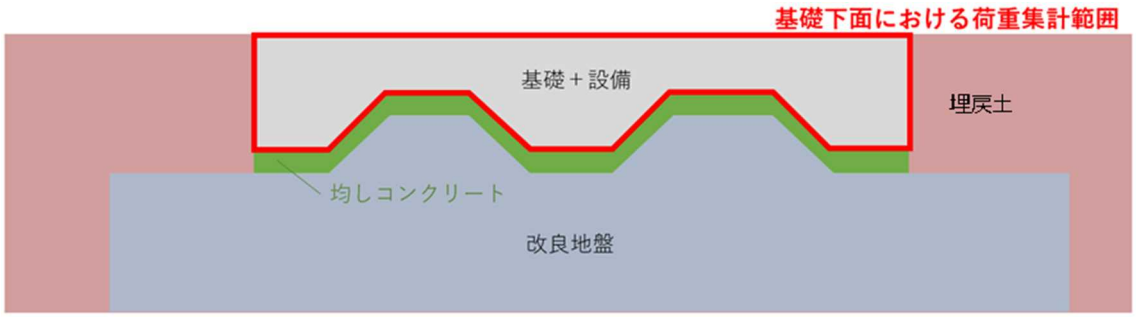


図４．５－４６　基礎下面の荷重集計範囲

表４．５－３１　基礎下面の荷重集計結果

	キャスク数	V	H	M
	(基)	(kN)	(kN)	(kN・m)
クレーン	－	9365.24	1784.24	－
クレーン	－	1276.16	1784.24	－
乾式貯蔵キャスク(集計，左１列目)	6	18534.00	7416.00	18331.68
乾式貯蔵キャスク(集計，左２列目)	6	18534.00	7416.00	18331.68
乾式貯蔵キャスク(集計，左３列目)	4	12356.00	4944.00	12221.12
乾式貯蔵キャスク(集計，左４列目)	4	12356.00	4944.00	12221.12
輸送貯蔵兼用キャスク(集計，左１列目)	4	13019.64	5235.64	11230.36
輸送貯蔵兼用キャスク(集計，左２列目)	3	9764.73	3926.73	8422.77
輸送貯蔵兼用キャスク(集計，左３列目)	6	19529.46	7853.46	16845.54
輸送貯蔵兼用キャスク(集計，左４列目)	6	19529.46	7853.46	16845.54
輸送貯蔵兼用キャスク(集計，左５列目)	10	32549.10	13089.10	28075.90
輸送貯蔵兼用キャスク(集計，左６列目)	10	32549.10	13089.10	28075.90
輸送貯蔵兼用キャスク(集計，左７列目)	10	32549.10	13089.10	28075.90
輸送貯蔵兼用キャスク(集計，左８列目)	10	32549.10	13089.10	28075.90
スラブ	－	274172.13	112217.38	232223.79
小計（基礎下面の荷重）	－	538633.22	217731.55	458977.20

2)　改良地盤下面における荷重の整理

改良地盤下面にかかる荷重のうち，1)で求めた設備の荷重以外の荷重について，集計箇所のイメージ図を図４．５－４７に，集計結果を表４．５－３２に示す。

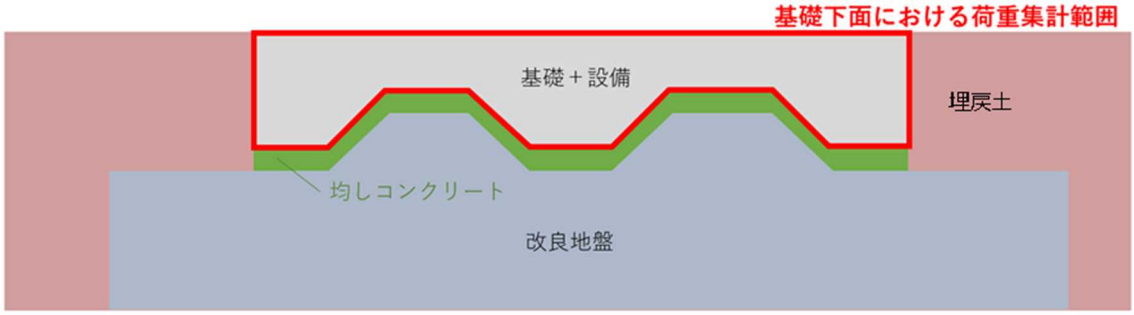


図４．５－４７　改良地盤下面における荷重集計範囲

表４．５－３２　改良地盤下面における荷重集計結果

	V	H	M
	(kN)	(kN)	(kN・m)
基礎（改良地盤下面における荷重）	538633.22	217731.55	458977.20
小計	538633.22	217731.55	458977.20
埋戻土	13429.00	5496.00	0.00
均しコンクリート	24566.00	10055.00	0.00
改良地盤	551299.00	225644.00	0.00
小計	589294.00	241195.00	0.00
合計	1127927.22	458926.55	458977.20

(2)　地盤の支持力に対する評価

1)　評価方針

地盤の支持力の評価は「JEAC 4616-2009」に準拠し，1/2Ss450 により発生する荷重に対して許容限界を満足することを確認する。

改良地盤の許容限界は，改良地盤の設計圧縮強度，せん断抵抗力に対する安全率に基づき設定する。

支持地盤の許容限界は，支持地盤の極限支持力に対する安全率に基づき設定する。

2)　評価モデル

改良地盤の範囲は，コンクリート基礎下面から G.L.-3.90m までである。図４．５－４８に改良地盤平面図，図４．５－４９に１-１断面図を示す。

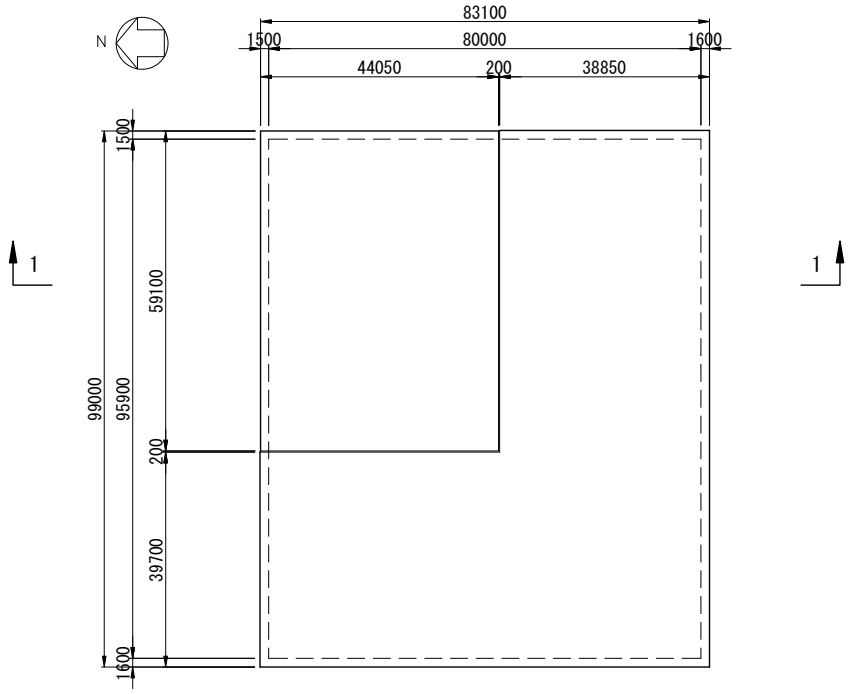


図４．５－４８　改良地盤平面図（単位：mm）

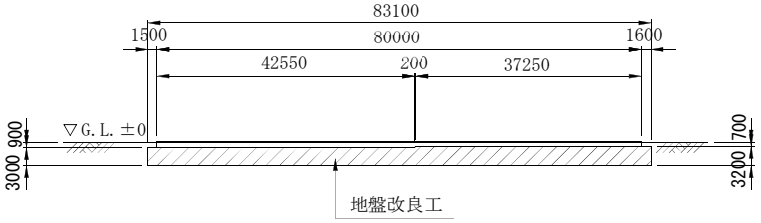


図４．５－４９　１-１断面図（単位：mm）

3)　改良地盤に生じる地盤反力度に対する評価

改良地盤に生じる地盤反力度に対する評価は，改良地盤に発生する最大地盤反力度（梁バネモデルにより算出するバネ反力度）に対して圧縮強度が 1.5 以上の安全率を有していることを確認する。

$$\frac{{}_{ss}f_{sc}}{qmax} \geqq 1.5$$

ここに，

${}_{ss}f_{sc}$：　改良地盤の圧縮強度　（kN/m^2）

qmax：　最大地盤反力度　（kN/m^2）

改良地盤に生じる地盤反力度に対する評価結果を表４．５－３３に，バネ反力図を図４．５－５０（１）～（４） に示す。評価結果より改良地盤の圧縮強度はコンクリート基礎直下の最大地盤反力度の 1.5 以上の安全率を有していることを確認した。

表４．５－３３　改良地盤に生じる地盤反力度に対する評価結果（基礎下面）

		最大地盤反力度 q_{max} (kN/m^2)	改良地盤の圧縮強度 ${}_{ss}f_{sc}$ (kN/m^2)	安全率 ${}_{ss}f_{sc}/q_{max}$	判定
レール支持梁	1/2Ss450	293	548	1.87＞1.5	OK
NS 方向スラブ		219	548	2.50＞1.5	OK
EW 方向スラブ		146	548	3.75＞1.5	OK

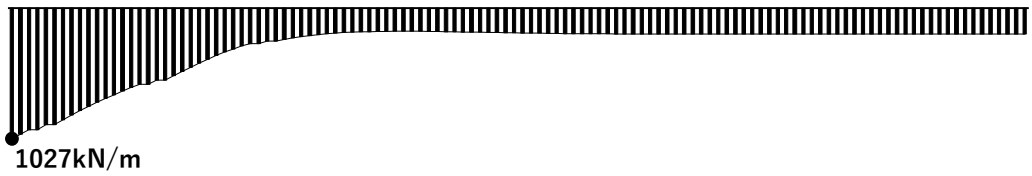


図４．５－５０（１）　バネ反力図(レール支持梁(EW 方向)) (1/2Ss450)

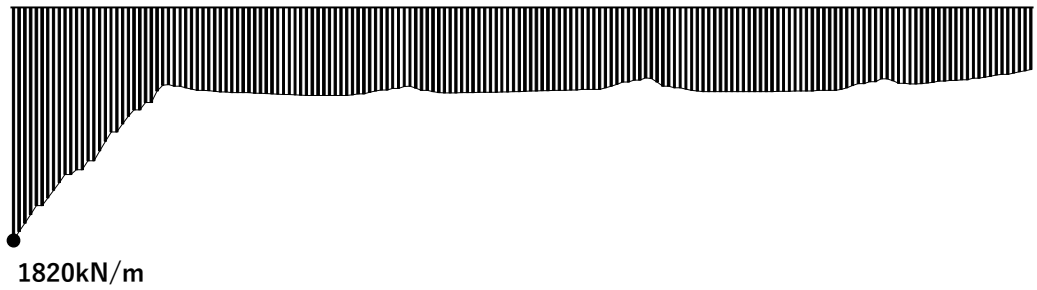


図４．５－５０（２）　バネ反力図(NS 方向基礎) (1/2Ss450)

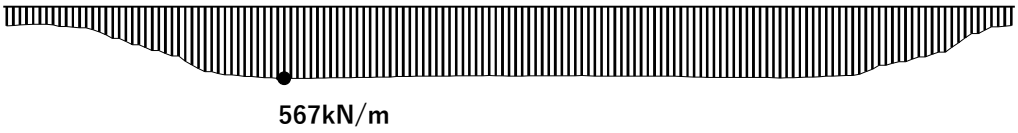


図４．５－５０（３）　バネ反力図(EW 方向基礎ケース１) (1/2Ss450)

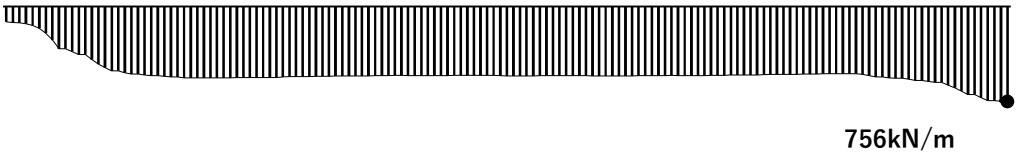


図４．５－５０（４）　バネ反力図(EW 方向基礎ケース２) (1/2Ss450)

4)　改良地盤に生じるせん断力に対する評価

改良地盤に生じるせん断力に対する評価は，改良地盤に発生する設計せん断力に対して改良地盤のせん断抵抗力が 1.5 以上の安全率を有していることを確認する。

$$\frac{Hu}{Hd} \geqq 1.5$$

$$Hu = {}_{ss}f_{ss} \cdot B \cdot L$$

$${}_{ss}f_{ss} = 1/5 \cdot {}_{ss}f_{sc}$$

ここに，

Hu：　改良地盤のせん断抵抗力　(kN)

Hd：　設計せん断力（コンクリート基礎底面に作用する水平力）　(kN)

${}_{ss}f_{ss}$：　改良地盤のせん断強度　(kN/m^2)

${}_{ss}f_{sc}$：　改良地盤の圧縮強度　(kN/m^2)　${}_{ss}f_{sc}$＝548 (kN/m^2)

B：　コンクリート基礎幅　B＝80.0(m)

L：　コンクリート基礎長　L＝95.9(m)

改良地盤のせん断抵抗力は次式により算定する。

$${}_{ss}f_{ss} = 1/5 \cdot 548 = 109.6 \ (kN/m^2)$$

$$Hu = 109.6 \times 80.0 \times 95.9 = 840851 \ (kN)$$

改良地盤に生じるせん断力に対する評価結果を表４．５－３４に示す。評価結果より改良地盤のせん断抵抗力はコンクリート基礎直下の設計せん断力の 1.5 以上の安全率を有していることを確認した。

表４．５－３４　改良地盤のせん断力に対する評価結果

	設計せん断力 H_d (kN)	改良地盤の せん断抵抗力 H_u (kN)	安全率 H_d /H_u	判定
1/2Ss450	217732	840851	3.86＞1.50	OK

5)　支持地盤の支持力の評価

改良地盤直下の支持地盤の支持力の評価については，改良地盤下面に作用する設計鉛直力に対して支持地盤の極限支持力が 1.5 以上の安全率を有していることを確認する。

$$\frac{Ru}{Vd} \geqq 1.5$$

Ru＝　qu×Ae

＝　674.5×7887.9＝5320389（kN）

ここに，

Ru：　支持地盤の極限支持力　（kN）

qu：　極限支持力度　（kN/m^2）

Ae：　基礎地盤の有効載荷面積（m^2）

Vd＝　Vd1＋Vd2

ここに，

Vd：　設計鉛直力　（kN）

Vd1：　コンクリート基礎下面に作用する鉛直力　（kN）　Vd1＝538633（kN）

Vd2：　改良地盤による鉛直力　（kN）　Vd2＝589294（kN）

Vd＝　Vd1＋Vd2＝1127927（kN）

極限支持力の算定結果を表４．５－３５に，支持力の評価結果を表４．５－３６に示す。評価結果より支持地盤の極限支持力は設計鉛直力の 1.5 以上の安全率を有していることを確認した。極限支持力の算定については，「道路橋示方書・同解説　Ⅰ共通編　Ⅳ下部構造編　（社）日本道路協会（平成 14 年）」を参照している。

表４．５－３５　極限支持力の算定結果

項目	記号	単位	値	備考
基礎幅	B	m	83.100	
基礎底面の奥行き	L	m	99.000	
荷重の偏心量	e	m	1.712	e=M/N
基礎の有効載荷幅	Be	m	79.676	Be=B-2e
有効載荷面積	Ae	m^2	7887.9	Ae=Be・L
基礎底面下にある地盤の粘着力	c	kN/m^2	0.0	
形状係数	α	-	1.161	
	β	-	0.339	β=0.5-0.2Be/L
基礎の寸法効果による補正係数	η	-	1.00	
基礎底板下地盤の単位体積重量	γ_1	kN/m^3	18.0	
基礎底面上地盤の単位体積重量	γ_2	kN/m^3	18.0	
地表面から基礎底面までの深さ	Df	m	3.9	
内部摩擦角	ϕ	°	27.0	
		rad	0.471	
支持力係数	Nc	-	23.94	
	Nq	-	13.20	
	Nr	-	9.46	
傾斜に対する補正係数	ic	-	0.569	
	ir	-	0.032	
	iq	-	0.569	
極限支持力度	①	kN/m^2	0.00	Ic・α・c・Nc
	②	kN/m^2	147.2	ir・β・γ_1・ Be・η・Nr
	③	kN/m^2	527.3	iq・γ_2・Df・Nq
	qu	kN/m^2	674.5	①+②+③
極限支持力	Ru	kN	5320389	qu・Ae

表４．５－３６　支持地盤の支持力の評価結果

	改良地盤下面の設計鉛直力 V_d (kN)	極限支持力 R_u (kN)	安全率 V_d/R_u	判定
1/2Ss450	1127927	5320389	4.72＞1.50	OK

4.5.6　水平２方向及び鉛直方向地震力の組合せに関する影響検討

コンクリート基礎への水平２方向及び鉛直方向地震力の組合せに関する影響検討方針は以下の通り。

・　従来設計手法における評価対象断面に対して直交する荷重の整理

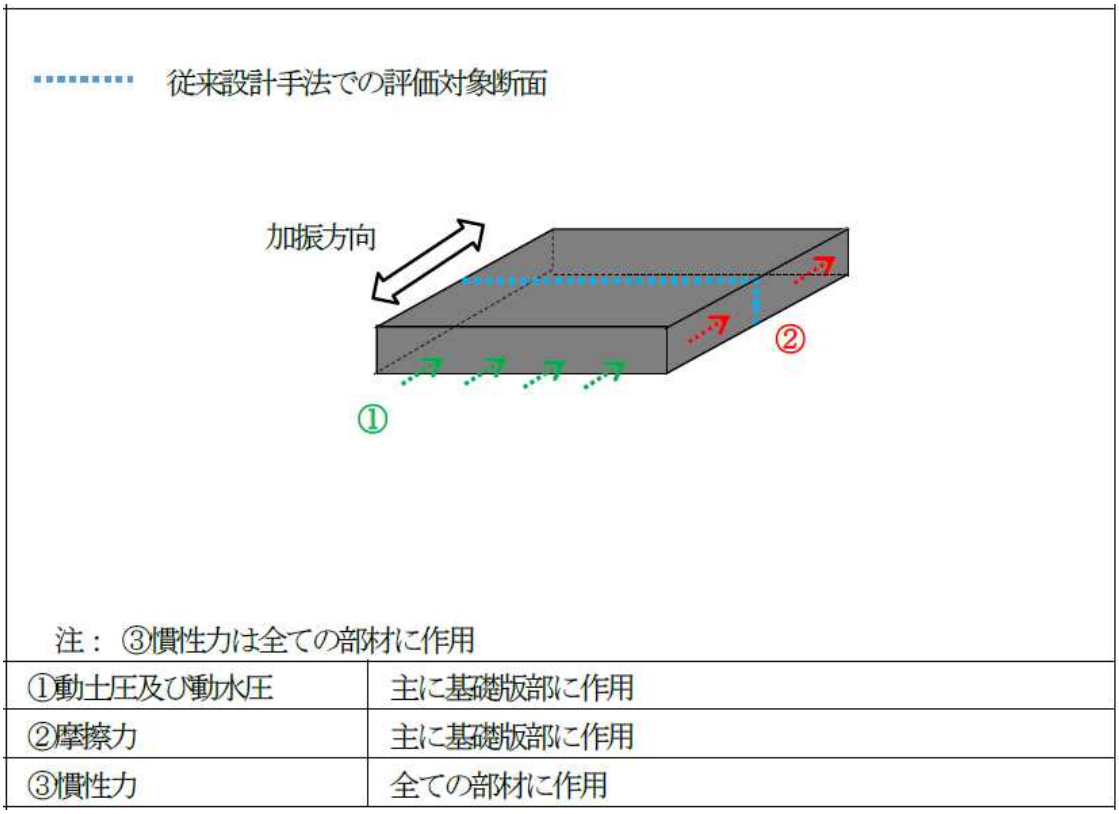
キャスク仮保管設備コンクリート基礎については NS 方向断面・EW 方向断面を評価対象断面としており，それぞれの評価対象断面に直交して作用する荷重を整理する。

・　水平２方向及び鉛直方向地震力の組合せの影響評価

従来設計手法における評価対象断面の地震応答解析に基づく構造部材の照査において，評価対象断面に直交する断面の地震応答解析に基づく構造部材の発生断面力等を適切に組み合わせることで，水平２方向及び鉛直方向地震力の組合せによる構造部材の発生断面力を算出するとともに構造部材の設計上の許容値に対する照査を実施し，構造物が有する耐震性への影響を確認する。

(1)　従来設計手法における評価対象断面に対して直交する荷重の整理

コンクリート基礎全体に作用する荷重の整理結果を図４．５－５１に示す。

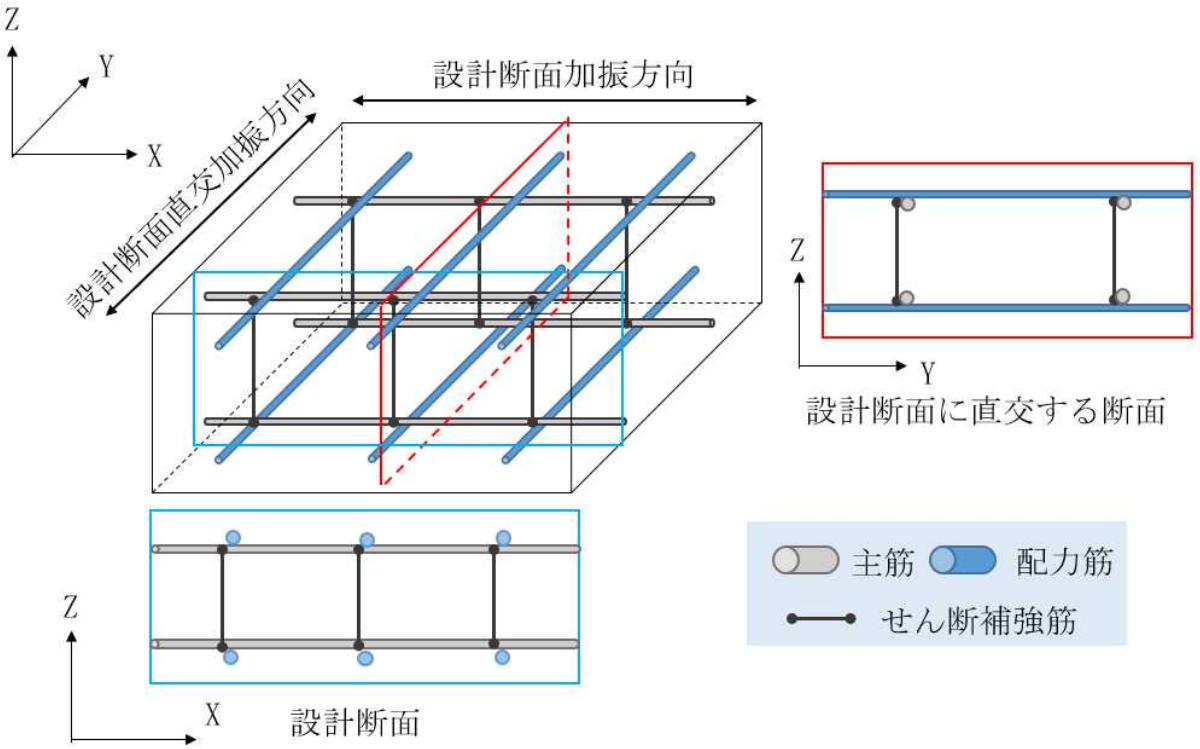


①動土圧及び動水圧	主に基礎版部に作用
②摩擦力	主に基礎版部に作用
③慣性力	全ての部材に作用

図４．５－５１　キャスク仮保管設備コンクリート基礎全体に作用する荷重の整理

キャスク仮保管設備コンクリート基礎については，NS 方向約 80m，EW 方向約 121m，厚さ 0.8m(一部 1.0m，1.8m)の偏平な形状であるため，①動土圧および動水圧，②摩擦力については③慣性力に比べて十分小さい。よって，評価対象断面に対して直交する③慣性力の影響について検討することとする。

基礎版内部の断面力・応力を抽出し，それぞれ負担する鉄筋を整理した結果を図４．５－５２に示す。



		設計断面 方向加振	設計断面 直交方向加振	備考
断面力	My	○	×	主筋にて受け持つ
	Mx	×	○	配力筋にて受け持つ
	Nx	○	×	主筋にて受け持つ
	Ny	×	○	配力筋にて受け持つ
	Qz	○	○	互いに干渉する可能性あり
応力	主筋	○	×	それぞれ断面内の力のみ受け持つ
	配力筋	×	○	
	せん断 補強筋	○	○	互いに干渉する可能性あり

図４．５－５２　設計断面および設計断面直交方向加振において発生する断面力・応力
（M：曲げモーメント，N：軸力，Q：せん断力）

(2)　水平２方向及び鉛直方向地震力の組合せの影響評価

コンクリート基礎の影響評価は，NS 方向断面および EW 方向断面の二次元地震応答解析において，互いに干渉しあう断面力や応力を選定し，それぞれの断面においてそれに直交する断面の影響を考慮し評価する。

図４．５－５２において示した通り，NS 方向断面と EW 方向断面は互いに曲げモーメントと軸力に関しては断面内のみで受け持つものの，せん断力に関してはせん断補強筋を介してもう一方の断面に影響を及ぼす。よって，せん断力の照査において直交方向加振の影響を考慮する必要がある。

照査の方法としては，基礎版の部位(基礎厚 800㎜，1000㎜，1800㎜)のそれぞれの耐震評価結果を用いて，コンクリート標準示方書に従い以下の方法を用いて照査を行う。

長方形断面に二軸せん断力が作用する場合の照査は，式（解 2.4.3）を満足することを確かめることにより行ってよい．

$$(\gamma_i V_{dx}/V_{yx})^2+(\gamma_i V_{dy}/V_{yy})^2 \leq 1.0 \qquad \text{（解 2.4.3）}$$

ここに，V_{yx}　：x 軸に関する設計一軸せん断耐力

V_{yy}　：y 軸に関する設計一軸せん断耐力

V_{dx}　：二軸せん断力作用時の x 軸に関する設計せん断力

V_{dy}　：二軸せん断力作用時の y 軸に関する設計せん断力

評価結果を表４．５－３７に示す。

表４．５－３７　二軸せん断力が作用する場合における既設基礎スラブの照査結果

方向	項目	記号	レール部 (t＝1800㎜)	スラブ (t＝1000㎜)	スラブ (t＝800㎜)
NS方向 1/2Ss450	NS方向に関する設計せん断力	V_{dNS}	2411	1754	1325
	構造物係数	γ_i	1.0	1.0	1.0
	NS方向に関する設計一軸せん断耐力	V_{yNS}	4555	3007	2744
	$(\gamma_i V_{dNS}/V_{yNS})$		0.53	0.58	0.48
EW方向 1/2Ss450	EW方向に関する設計せん断力	V_{dEW}	2533	1155	1202
	構造物係数	γ_i	1.0	1.0	1.0
	EW方向に関する設計せん断耐力	V_{yEW}	3006	1966	1566
	$(\gamma_i V_{dEW}/V_{yEW})$		0.84	0.59	0.77
二軸せん断力作用する場合の照査式	$(\gamma_i V_{dNS}/V_{yNS})^2+(\gamma_i V_{dEW}/V_{yEW})^2$		0.99	0.69	0.82
判定			OK	OK	OK

いずれの部位についてもコンクリート標準示方書の照査式を満たしていることを確認した。

5　異常時の評価

輸送貯蔵兼用キャスク（増設 30 基）に関して想定される異常事象及び異常事象の評価は，添付資料－３－１「3　異常時の評価」と同様であり，想定される異常発生時に安全機能が維持されることを確認している。

第１編

（１号炉，２号炉，３号炉及び４号炉に係る保安措置）

第３節　施設運用上の基準

（原子炉注水系）

第１８条

原子炉の状態を維持するにあたって，原子炉注水系※1は表１８－１に定める事項を施設運用上の基準とする。なお，本条文は１号炉，２号炉及び３号炉のみ適用される。ただし，以下の場合は，運転中の原子炉注水系及び任意の２４時間当たりの注水量増加幅に対する施設運用上の基準を満足しないとはみなさない。

（１）原子炉注水系の流量調整又は流量変更時において，オーバーシュートにより，一時的に注水量増加幅が 3.0㎥/h を超えた場合

（２）ほう酸水の注入に伴い，原子炉注水系を停止する場合

（３）運転中の原子炉注水ポンプの停止等，原子炉の冷却に必要な注水量を確保できない場合において，原子炉の冷却に必要な注水量を確保できなくなった時点から２４時間以内に原子炉の冷却に必要な注水量を確保した場合。なお，原子炉の冷却に必要な注水量を確保するまでの間においては原子炉圧力容器底部温度及び格納容器内温度を１時間に１回確認する。

２．原子炉注水系が前項で定める施設運用上の基準を満足していることを確認するため，次号を実施する。

（１）当直長は，原子炉圧力容器底部温度及び格納容器内温度を毎日１回確認し，その結果を安全・リスク管理ＧＭに通知する。なお，原子炉圧力容器底部温度及び格納容器内温度が確認できない場合には原子炉圧力容器底部温度及び格納容器内温度を評価し，その結果を安全・リスク管理ＧＭに通知する。

（２）安全・リスク管理ＧＭは，注水量の変更が必要な場合は，原子炉の状態に応じ，原子炉の冷却に必要な注水量を評価し，当直長に通知する。

（３）当直長は，原子炉注水系を運転するとともに，原子炉の冷却に必要な注水量が確保されていることを毎日１回確認し，その結果を安全・リスク管理ＧＭに通知する。

（４）当直長は，待機中の原子炉注水系の各設備について，表１８－２に定める事項を確認する。

３．当直長は，原子炉注水系が第１項で定める施設運用上の基準（原子炉圧力容器底部温度及び格納容器内温度を除く）を満足していないと判断した場合，表１８－３の措置を講じる。また，安全・リスク管理ＧＭは，原子炉圧力容器底部温度及び格納容器内温度が第１項で定める施設運用上の基準を満足していないと判断した場合，表１８－３の措置を講じる。

※１：原子炉注水系は，常用原子炉注水系と非常用原子炉注水系で構成される。常用原子炉注水系とは，常用高台炉注水ポンプ，タービン建屋内炉注水ポンプ及びＣＳＴ炉注水ポンプによる注水系の３系列をいい，非常用原子炉注水系とは，非常用高台炉注水ポンプ及び純水タンク脇炉注水ポンプの２系列をいう。

表１８－１

項目	施設運用上の基準
原子炉圧力容器底部温度	80℃以下※2
格納容器内温度	全体的に著しい温度上昇傾向※2がないこと
運転中の原子炉注水系	原子炉の冷却に必要な注水量が確保されていること
待機中の原子炉注水系	１系列が動作可能であること※3
任意の２４時間あたりの注水量増加幅	3.0㎥/h 以下※4

※２：原子炉圧力容器底部温度を監視する温度計指示値が基準値を超えた場合又は格納容器内温度を監視する温度指示値に上昇傾向がある場合において，安全・リスク管理ＧＭが，一時的な計器指示不良等により実事象ではないと判断した場合には施設運用上の基準を満足していないとはみなさない。

※３：１系列が動作可能であることとは原子炉の冷却に必要な注水量を確保するために必要となるポンプ台数が動作可能であることをいう。

※４：以下の場合を除く。

①注水量の増加後において，操作を伴わずに注水量が変動した場合。

②未臨界維持に必要なほう酸水注入後に注水量を増加させた場合。なお，至近のほう酸水注入後に実施した注水量増加を起点として，２４時間以内に注水量を増加する場合は，3.0㎥/h 以下であっても，その都度ほう酸水を注入する。

表１８－２

項目	頻度
待機中の原子炉注水系１系列が動作可能であることを確認する。	１ヶ月に１回

表１８－３

条件	要求される措置※5	完了時間
A.原子炉圧力容器底部温度又は格納容器内温度が施設運用上の基準を満足していないと判断した場合	A１.当該温度について施設運用上の基準を満足させる措置を開始する。	速やかに
B.運転中の原子炉注水系が施設運用上の基準を満足しないと判断した場合	B１. 原子炉への注水手段を確保し，注水する措置を開始する。	速やかに
C.待機中の原子炉注水系が１系列もない場合	C１.原子炉注水系１系列を動作可能な状態に復旧する措置を開始する。	速やかに
D.任意の２４時間あたりの注水量増加幅が施設運用上の基準を満足していないと判断した場合	D１.任意の２４時間あたりの注水量増加幅を基準値以内に復旧する措置を開始する。	速やかに

※５：要求される措置として注水量を増加させる場合は，任意の２４時間あたりの注水量増加幅を基準とせず，注水量を元に戻すことを優先し，注水量の増加後に未臨界であることを確認する。

（格納容器内水素濃度）

第２５条

格納容器内の不活性雰囲気を維持するにあたって，格納容器内水素濃度は表２５－１で定める事項を施設運用上の基準とする。なお，本条文は１号炉，２号炉及び３号炉のみ適用される。

２．格納容器内水素濃度が前項で定める施設運用上の基準を満足していることを確認するため，次の各号を実施する。

（１）安全・リスク管理ＧＭは，原子炉格納容器ガス管理設備の流量が変更された場合，表２５－１に定める格納容器内水素濃度を満足するため，原子炉格納容器ガス管理設備内での大気のインリークを考慮した同設備の水素濃度管理値を評価し，当直長に通知する。

（２）当直長は，原子炉格納容器ガス管理設備が運転状態にあること及び原子炉格納容器ガス管理設備の水素濃度が水素濃度管理値以下であることを毎日１回確認する※1。

※１：原子炉格納容器ガス管理設備が運転状態にない場合又は原子炉格納容器ガス管理設備の水素濃度が確認できない場合には，次の事項を実施する。

①当直長は，速やかに必要な窒素封入量が確保されていることを確認する。

②当直長は，窒素封入量の減少操作を中止する又は行わない。

③安全・リスク管理ＧＭは，格納容器内水素濃度を評価し，当直長に通知する。

④当直長は，格納容器内水素濃度の評価結果が，表２５－１の格納容器内水素濃度以下であることを確認する。

⑤当直長は，原子炉格納容器ガス管理設備の水素検出器の故障により原子炉格納容器ガス管理設備の水素濃度が確認できない場合，速やかに原子炉格納容器ガス管理設備の水素検出器を復旧する措置を開始する。

３．当直長は，格納容器内水素濃度が第１項で定める施設運用上の基準を満足していないと判断した場合，表２５－２の措置を講じる。

表２５－１

項　目	施設運用上の基準
格納容器内水素濃度	２．５％ 以下

表２５－２

条件	要求される措置	完了時間
Ａ．格納容器内水素濃度が施設運用上の基準を満足していないと判断した場合	Ａ１．格納容器内水素濃度を基準値以内に復旧する措置を開始する。	速やかに

（建屋に貯留する滞留水）

第２６条

建屋に貯留する滞留水は，表２６－１及び表２６－２に定める事項を施設運用上の基準とする。また，建屋近傍のサブドレン水は，表２６－３に定める事項を施設運用上の基準とする。

２．建屋に貯留する滞留水，建屋近傍のサブドレン水及び建屋で発生する水素を管理するとともに，前項で定める施設運用上の基準を満足していることを確認するため，次の各号を実施する。

（１）当直長は，２号炉及び３号炉のタービン建屋，プロセス主建屋並びに雑固体廃棄物減容処理建屋の滞留水の水位※1※2を毎日１回確認する。

（２）当直長は，１～４号炉タービン建屋，１～４号炉原子炉建屋及び１～４号炉廃棄物処理建屋の滞留水の水位※1※2※3が建屋近傍のサブドレン水の水位※4より低いことを毎日１回確認する。

（３）当直長は，プロセス主建屋及び雑固体廃棄物減容処理建屋の滞留水の水位※1※2※3が建屋近傍のサブドレン水の水位より低いことを１週間に１回確認する。

（４）水処理計画ＧＭは，建屋に貯留する滞留水のうち，滞留水移送装置での水位調整が可能なエリアと水位が連動しておらず，かつ水位が安定していることが確認できないエリアに貯留されている滞留水の水位を毎日１回測定し，その結果を当直長に通知する。

（５）水処理計画ＧＭは，水位安定エリアに貯留する滞留水と判断した滞留水について，水位安定エリアに貯留する滞留水に該当する旨を当直長に通知する。

（６）水処理計画ＧＭは，排水完了エリアに貯留する残水と判断した滞留水について，排水完了エリアに貯留する残水に該当する旨を当直長に通知する。

（７）分析評価ＧＭは，１～４号炉タービン建屋，プロセス主建屋及び雑固体廃棄物減容処理建屋近傍のサブドレン水の放射能濃度（セシウム１３４及びセシウム１３７）を１週間に１回測定し，その結果を当直長に通知する。

※１：電源停止，機器の不具合等で確認できない場合は，隣接号炉又は移送先の水位計等を確認し水位を評価する。

※２：第２項（４）にて水処理計画ＧＭが測定を実施しているエリアの水位を含む。

※３：塩分濃度による比重を考慮した補正値を用いること。

※４：電源停止，機器の不具合等で確認できない場合は，当該サブドレン近傍のサブドレン水位計等を確認し，水位を評価する。

３．当直長は，建屋に貯留する滞留水が，第１項で定める施設運用上の基準を満足してい

ないと判断した場合，表２６－４の措置を講じる。

表２６－１

項目	施設運用上の基準
２号炉のタービン建屋の滞留水水位	T.P.2,064mm 以下
３号炉のタービン建屋の滞留水水位	T.P.2,064mm 以下
プロセス主建屋の滞留水水位	T.P.4,238mm 以下
雑固体廃棄物減容処理建屋の滞留水水位	T.P.2,754mm 以下

表２６－２

項目	施設運用上の基準
１号炉，２号炉，３号炉及び４号炉タービン建屋の滞留水水位	各建屋近傍のサブドレン水の水位を超えないこと
１号炉，２号炉，３号炉及び４号炉原子炉建屋の滞留水水位	
１号炉，２号炉，３号炉及び４号炉廃棄物処理建屋の滞留水水位	
プロセス主建屋の滞留水水位	
雑固体廃棄物減容処理建屋の滞留水水位	

表２６－３

項目	施設運用上の基準
１号炉，２号炉，３号炉及び４号炉タービン建屋近傍のサブドレン水の放射能濃度	放射能濃度が 1.0×10^{2} Bq/cm^{3} 以下であること
プロセス主建屋近傍のサブドレン水の放射能濃度	
雑固体廃棄物減容処理建屋近傍のサブドレン水の放射能濃度	

表２６－４

条件	要求される措置	完了時間
A．２号炉又は３号炉のタービン建屋の滞留水水位が表２６－１を満足していない場合	A１．当該号炉のタービン建屋の滞留水水位を T.P.2,064mm 以下に維持する措置を開始する。	速やかに
B．プロセス主建屋の滞留水水位が表２６－１を満足していない場合	B１．プロセス主建屋の滞留水水位を T.P.4,238mm 以下に維持する措置を開始する。	速やかに
C．雑固体廃棄物減容処理建屋の滞留水水位が表２６－１を満足していない場合	C１．雑固体廃棄物減容処理建屋の滞留水水位を T.P.2,754mm 以下に維持する措置を開始する。	速やかに
D．各建屋の滞留水水位が表２６－２を満足していない場合	D１．当該建屋の滞留水水位が建屋近傍のサブドレン水の水位を超えていない状態に復旧する措置を開始する。 及び D２．当該建屋近傍のサブドレン水の放射能濃度を測定する。	速やかに 速やかに 以降 ３日に１回
E．各建屋近傍のサブドレン水の放射能濃度が表２６－３を満足していない場合	E１．当該建屋近傍のサブドレン水の放射能濃度を基準値以内に復旧する措置を開始する。 及び E２．当該建屋近傍のサブドレン水の放射能濃度を測定する。	速やかに 速やかに 以降 毎日１回

第５章　　燃料管理

（新燃料の運搬）

第３４条

プール燃料取り出しプログラム部長は，２号炉，３号炉又は４号炉の使用済燃料プールにある新燃料を構内用輸送容器に収納する場合及び構内用輸送容器から取り出す場合には，次の事項を遵守する。

（１）２号炉及び３号炉の使用済燃料プールにおいては，燃料取扱機を使用し，４号炉の使用済燃料プールにおいては，クレーン又は燃料取扱機を使用すること。

（２）使用済燃料共用プールにおいては，天井クレーン又は燃料取扱装置を使用すること。

２．プール燃料取り出しプログラム部長は，発電所内において，２号炉，３号炉又は４号炉の使用済燃料プールにある新燃料を運搬する場合は，次の事項を遵守する。

（１）車両への積付けは，運搬中に移動，転倒又は転落を防止する措置を講じること。

（２）法令に定める危険物と混載しないこと。

（３）新燃料が臨界に達しない措置を講じること。

（４）法令に適合する容器に封入すること。

（５）容器及び車両の適当な箇所に法令に定める標識を付けること。

（使用済燃料の貯蔵）

第３６条

プール燃料取り出しプログラム部長は，１号炉，２号炉，３号炉又は４号炉の使用済燃料を貯蔵する場合は，次の事項を遵守する。

（１）表３６に定める貯蔵可能な使用済燃料貯蔵施設の使用済燃料プール，使用済燃料共用プール又は使用済燃料乾式キャスク仮保管設備に貯蔵すること。使用済燃料乾式キャスク仮保管設備に貯蔵する場合には，使用済燃料乾式貯蔵容器又は使用済燃料輸送貯蔵兼用容器に収納されていることを確認すること。

（２）２号炉及び３号炉の使用済燃料プールにおいては，燃料取扱機を使用し，４号炉の使用済燃料プールにおいては，クレーン又は燃料取扱機を使用し，使用済燃料共用プールにおいては，天井クレーン又は燃料取扱装置を使用すること。

（３）使用済燃料共用プールにおいて燃料が臨界に達しない措置を講じること。

（４）使用済燃料乾式キャスク仮保管設備において燃料が臨界に達しない措置が講じられていることを確認すること。

２．プール燃料取り出しプログラム部長は，使用済燃料輸送貯蔵兼用容器に１号炉，２号炉，３号炉又は４号炉の使用済燃料を収納する場合は，次の事項を遵守する。

（１）福島第一炉規則第 15 条第 2 項第 2 号に基づき，使用済燃料を選定すること。

（２）使用済燃料について，貯蔵の終了まで密封し，健全性を維持するよう容器に封入すること。

３．プール燃料取り出しプログラム部長は，使用済燃料共用プール及び使用済燃料乾式キャスク仮保管設備の目につきやすい場所に貯蔵上の注意事項を掲示すること。

４．当直長は，使用済燃料乾式キャスク仮保管設備に貯蔵している使用済燃料乾式貯蔵容器並びに使用済燃料輸送貯蔵兼用容器の密封性能及び除熱性能が保持されていることを監視するとともに，その結果，異常が認められた場合にはプール燃料取り出しプログラム部長に連絡し，プール燃料取り出しプログラム部長は必要な措置を講じる。ただし，密封性能及び除熱性能の監視を行うための監視設備が設置されるまでの間は，プール燃料取り出しプログラム部長は密封性能及び除熱性能が保持されていることを確認するとともに，その結果，異常が認められた場合には必要な措置を講じる。

表３６

各号炉の使用済燃料	貯蔵可能な使用済燃料貯蔵施設
１号炉	１号炉の使用済燃料プール，使用済燃料共用プール※１又は使用済燃料乾式キャスク仮保管設備※２
２号炉	２号炉の使用済燃料プール，使用済燃料共用プール※１又は使用済燃料乾式キャスク仮保管設備※２
３号炉	３号炉の使用済燃料プール，使用済燃料共用プール※１又は使用済燃料乾式キャスク仮保管設備※２
４号炉	４号炉の使用済燃料プール，使用済燃料共用プール※１又は使用済燃料乾式キャスク仮保管設備※２

※１：使用済燃料共用プールには，使用済燃料プールで１９ヶ月以上冷却した燃料を貯蔵する。

※２：使用済燃料乾式キャスク仮保管設備に貯蔵する使用済燃料乾式貯蔵容器には，使用済燃料プール又は使用済燃料共用プールで既設については４年以上，増設については１３年以上冷却され，かつ運転中のデータ，シッピング検査等により健全であることを確認した使用済燃料（８×８燃料，新型８×８燃料及び新型８×８ジルコニウムライナ燃料）を収納する。ただし，使用済燃料乾式貯蔵容器に収納した燃料を使用済燃料共用プールに貯蔵した燃料と入れ替える場合は，使用済燃料プール又は使用済燃料共用プールで１３年以上冷却された燃料を使用済燃料乾式貯蔵容器に収納する。使用済燃料輸送貯蔵兼用容器には，使用済燃料プール又は使用済燃料共用プールで既設については１８年以上，増設については使用済燃料のタイプに応じて１８年以上，２２年以上又は２８年以上冷却され，かつ運転中のデータ，シッピング検査等により健全であることを確認した使用済燃料（新型８×８ジルコニウムライナ燃料，高燃焼度８×８燃料及び新型８×８燃料）を収納するとともに，使用済燃料のタイプ，燃焼度に応じた配置とする。

（使用済燃料の運搬）

第３７条

プール燃料取り出しプログラム部長は，発電所内において，２号炉，３号炉若しくは４号炉の使用済燃料プール又は使用済燃料共用プールから使用済燃料を運搬する場合は，次の事項を遵守し，使用済燃料プールにおいては，構内用輸送容器に収納し，使用済燃料共用プールにおいては，使用済燃料乾式貯蔵容器又は使用済燃料輸送貯蔵兼用容器に収納する。

（１）法令に適合する容器を使用すること。

（２）２号炉及び３号炉の使用済燃料プールにおいては，燃料取扱機を使用し，４号炉の使用済燃料プールにおいては，クレーン又は燃料取扱機を使用し，使用済燃料共用プールにおいては，天井クレーン又は燃料取扱装置を使用すること。

（３）使用済燃料が臨界に達しない措置を講じること。

（４）収納する使用済燃料のタイプ，冷却期間及び配置が，容器の収納条件に適合していること。

２．プール燃料取り出しプログラム部長は，発電所内において，使用済燃料を収納した構内用輸送容器，使用済燃料乾式貯蔵容器又は使用済燃料輸送貯蔵兼用容器を運搬する場合は，次の事項を遵守する。

（１）容器の車両への積付けは，運搬中に移動，転倒又は転落を防止する措置を講じること。

（２）法令に定める危険物と混載しないこと。

（３）運搬経路に標識を設けること等の方法により，関係者以外の者及び他の車両の立入りを制限するとともに，誘導車を配置すること。

（４）車両を徐行させること。

（５）核燃料物質の取扱いに関し，相当の知識及び経験を有する者を同行させ，保安のために必要な監督を行わせること。

（６）容器及び車両の適当な箇所に法令に定める標識を付けること。

３．プール燃料取り出しプログラム部長は，２号炉及び３号炉の使用済燃料プールにおいて構内用輸送容器から使用済燃料を取り出す場合，燃料取扱機を使用し，４号炉の使用済燃料プールにおいて構内用輸送容器から使用済燃料を取り出す場合，クレーン又は燃料取扱機を使用し，使用済燃料共用プールにおいて構内用輸送容器，使用済燃料乾式貯蔵容器又は使用済燃料輸送貯蔵兼用容器から使用済燃料を取り出す場合，天井クレーン又は燃料取扱装置を使用する。

附　　則

附則（　　）

（施行期日）

第１条

この規定は，原子力規制委員会の認可を受けた日から１０日以内に施行する。

附則（令和８年３月２３日　原規規発第 2603231 号）

（施行期日）

第１条

２．第３条及び第３８条の２については，非管理区域又は汚染のおそれのない管理対象区域から発生する廃棄物を構外へ搬出しようとする日から適用することとし，それまでの間は従前の例による。

附則（令和８年２月２４日　原規規発第 2602241 号）

（施行期日）

第１条

２．第４条については，原子力規制委員会の認可を受けた後，配電・電路グループの組織変更を行う日から適用することとし，それまでの間は従前の例による。

３．第９条，第１１条，第１８条，第２０条，第２１条，第２２条，第２３条，第２４条，第２５条，第２６条，第２６条の２，第２７条，第２８条，第２９条，第３０条，第３１条，第３２条，第３３条，第８１条及び第８２条については，原子力規制委員会の認可を受けた後，東京電力株式会社福島第一原子力発電所原子炉施設の保安及び特定核燃料物質の防護に関する規則の一部を改正する規則の施行日から適用することとし，それまでの間は従前の例による。

附則（令和７年１２月８日　原規規発第 2512082 号）

（施行期日）

第１条

２．添付２（管理対象区域図）の全体図における瓦礫類一時保管エリアの変更は，それぞれの区域の変更をもって適用することとし，それまでの間は従前の例による。

附則（令和７年１１月１８日　原規規発第 2511183 号）

（施行期日）

第１条

２．第５条及び第４０条のうち，ゼオライト土嚢等処理設備については，ゼオライト土嚢等処理設備の運用を開始した時点から適用することとし，それまでの間は従前の例によ

る。

附則（令和７年９月８日　原規規発第 2509082 号）
（施行期日）
第１条
２．第６０条及び第６１条については，１号炉原子炉建屋５階のエリアモニタ設備の運用を開始した時点から適用することとし，それまでの間は従前の例による。

附則（令和７年８月２０日　原規規発第 2508201 号）
（施行期日）
第１条
２．第６１条については，使用済燃料乾式キャスク仮保管設備における新設エリアモニタの運用を開始した時点から適用することとし，それまでの間は従前の例による。

附則（令和７年３月２８日　原規規発第 2503282 号）
（施行期日）
第１条
２．添付１（管理区域図）の全体図及び添付２（管理対象区域図）の全体図については，それぞれの区域の変更をもって適用することとし，それまでの間は従前の例による。

附則（令和６年１２月１８日　原規規発第 24121811 号）
（施行期日）
第１条
２．第５条及び第４２条の２については，放射性物質分析・研究施設第２棟の運用を開始した時点から適用することとし，それまでの間は従前の例による。

附則（令和６年４月２２日　原規規発第 2404223 号）
（施行期日）
第１条
２．添付１（管理区域図）の全体図及び添付２（管理対象区域図）の全体図の変更は，化学分析棟の増床部の運用開始をもって適用することとし，それまでの間は従前の例による。

附則（令和５年２月２１日　原規規発第 2302212 号）
（施行期日）
第１条

２．第４２条の２の表４２の２－１における固体廃棄物貯蔵庫第１０棟排気口から放出される放射性気体廃棄物の管理については，固体廃棄物貯蔵庫第１０棟の運用を開始した時点から適用することとし，それまでの間は従前の例による。
３．添付１（管理区域図）の全体図及び固体廃棄物貯蔵庫第１０棟の管理区域図面並びに添付２（管理対象区域図）の全体図及び固体廃棄物貯蔵庫第１０棟の管理対象区域図面の変更は，それぞれの区域の区域区分の変更をもって適用することとし，それまでの間は従前の例による。

附則（令和４年１０月２７日　原規規発第 2210277 号）
（施行期日）
第１条
２．第４２条については，１号大型カバー換気設備の運用を開始した時点から適用することとし，それまでの間は従前の例による。

附則（令和４年４月２２日　原規規発第 2204221 号）
（施行期日）
第１条
３．第６０条及び第６１条については，２号炉燃料取り出し用構台におけるエリアモニタの運用を開始した時点から適用することとし，それまでの間は従前の例による。

附則（令和２年８月３日　原規規発第 2008037 号）
（施行期日）
第１条
２．添付１（管理区域図）の全体図における免震重要棟及び入退域管理棟，添付２（管理対象区域図）の全体図における免震重要棟及び入退域管理棟並びに免震重要棟及び入退域管理棟の管理対象区域図面の変更は，それぞれの区域の区域区分の変更をもって適用することとし，それまでの間は従前の例による。

附則（令和２年５月２７日　原規規発第 2005271 号）
（施行期日）
第１条
２．第５条，第４０条及び第４２条の２については，大型廃棄物保管庫の運用を開始した時点から適用することとし，それまでの間は従前の例による。
３．添付１（管理区域図）の全体図及び大型廃棄物保管庫の管理区域図面並びに添付２（管理対象区域図）の全体図及び大型廃棄物保管庫の管理対象区域図面の変更は，それぞれの区域の区域区分の変更をもって適用することとし，それまでの間は従前の例による。

附則（平成２８年１２月２７日　原規規発第 1612276 号）

（施行期日）

第１条

２．第４０条の２における水位の監視については，水位計の設置が完了した貯留設備から順次適用する。

附則（平成２５年８月１４日　原規福発第 1308142 号）

（施行期日）

第１条

２．第１７条第３項及び第４項の１号炉復水貯蔵タンク水については，運用開始時点から適用する。

2026 年　4 月　14 日
東京電力ホールディングス株式会社

「福島第一原子力発電所 特定原子力施設に係る実施計画」 の変更認可の申請
に関する核セキュリティ及び保障措置への影響について

＜申請書＞

申請件名	2 号燃料取り出しに伴う実施計画Ⅱ・Ⅲの変更
申請概要	2 号燃料取り出しの実施に向け，構内輸送容器及び構内輸送措置を実施計画に追加するための変更申請を行う。 また，補正申請にて二次蓋無しでの構内用輸送容器の運用およびワイヤ修復燃料の取り扱いを追加する。

上記の申請に関する核セキュリティ及び保障措置への影響の有無についての確認結果を以下に示す。

＜核セキュリティ及び保障措置への影響の有無＞

確認項目		影響の有無	備考
核セキュリティへの影響	① 防護対象の追加等による影響の有無	無	補正内容については，防護対象の追加等はないため，影響無し。
	② 侵入防止対策に係る性能への影響の有無	無	補正内容については，防護対象の追加等はないため，影響無し。
保障措置への影響	① 設計情報質問表（DIQ:Design Information Questionnaire）への影響の有無	有	燃料輸送に係る変更があるため、影響有り。
	② 査察機器の移設又は新規設置の有無	有	査察機器の新規設置に係る変更があるため､影響有り。
	③ サイト内建物報告の観点から，恒久的な建物・構造物の新設の有無	無	既報告の内容に変更がないため、影響無し。

2026 年　4月 14日
東京電力ホールディングス株式会社

	④　既存の査察実施方針への影響の有無	無	既存の IAEA 査察内容（施策）での対応可能。