

本資料のうち、枠囲みの内容は、営業秘密あるいは防護上の観点から公開できません。

東海第二発電所 工事計画審査資料	
資料番号	補足-370-16 改2
提出年月日	平成30年7月30日

工事計画に係る補足説明資料

耐震性に関する説明書のうち

補足-370-16【主排気筒及び非常用ガス処理系配管支持架構の耐震性評価に関する補足説明】

平成30年7月

日本原子力発電株式会社

目次

1. 概要	1
1.1 補足説明対象資料	1
1.2 主排気筒の耐震補強の経緯	2
1.3 設計体系	7
1.3.1 添付書類及び補足説明資料の関係	7
2. 主排気筒の地震応答計算	10
2.1 既工認との解析モデルの比較	10
2.2 地盤改良の目的、範囲、仕様	16
2.3 入力地震動の算定	17
2.3.1 試験施工の位置	17
2.3.2 改良体の試験結果	18
2.3.3 ばらつきケースの設定	24
2.3.4 地盤改良体を水平成層モデルと扱うことの妥当性	30
2.4 地震応答解析モデル	38
2.4.1 主要部材断面の仕様	38
2.4.2 減衰定数	39
2.4.3 ダンパの仕様の決定根拠	40
2.4.4 質点系モデルの設定方法	50
2.4.5 薄層要素法による地盤ばねの設定	53
3. 主排気筒の上部構造物の耐震計算	56
3.1 応力解析モデル及び手法の比較	56
3.2 既設鉄塔と補助鉄塔の接続部の評価	60
3.2.1 接続部の構造図	60
3.2.2 接続部の評価結果	61
4. 主排気筒の基礎の耐震計算	64
4.1 応力解析モデル及び手法の比較	64
4.2 基礎の評価	68
4.2.1 評価断面の選定	68
4.3 杭の評価	70
4.3.1 杭の評価方法	70
4.3.2 地盤改良範囲（幅）の設定の妥当性検討	72

4.3.3	周辺地盤の液状化による杭の影響評価	73
5.	非常用ガス処理系配管支持架構	75
5.1	補足説明事項	75
6.	非常用ガス処理系排気筒の耐震計算	76
6.1	配管と排気筒の取り合い部	76

1. 概要

1.1 補足説明対象資料

本資料は、東海第二発電所の以下の資料の補足説明をするものである。

- ・ V-2-2-14 主排気筒の地震応答計算書
- ・ V-2-2-15-1 主排気筒の耐震性についての計算書
- ・ V-2-2-15-2 主排気筒の基礎の耐震性についての計算書
- ・ V-2-2-16 非常用ガス処理系配管支持架構の地震応答計算書
- ・ V-2-2-17 非常用ガス処理系配管支持架構の耐震性についての計算書
- ・ V-2-7-2-5 非常用ガス処理系排気筒の耐震性についての計算書

1.2 主排気筒の耐震補強の経緯

主排気筒は、東海第二発電所の建設以降、耐震設計審査指針の改訂に伴い、主排気筒の耐震裕度向上工事を行っており、更に今回の新規規制基準対応として追加で補強工事を実施する。これまでの主排気筒の耐震補強の内容について以下に整理する。また、主排気筒の耐震補強の経緯を表 1-2-1 に、主排気筒上部構造の改造履歴を図 1-2-1、主排気筒基礎の改造履歴を図 1-2-2 に示す。

(1) 建設当時の主排気筒の構造

建設当時の主排気筒は、中央の内径 4.5m、高さ 140m の筒身にかかる水平力を周囲の根開き 28m、高さ 130m の鋼管トラスの 4 脚支持鉄塔で分担する構造であり、筒身と鉄塔は 7 箇所て接続され、筒身と鉄塔の脚部はアンカーボルトで締結されている。

主排気筒の荷重は、中央の筒身脚部と周辺の 4 箇所の鉄塔脚部において基礎に伝えられる。

基礎としては、上記 5 箇所の基礎に鉄筋コンクリート造の基礎を構成し、各基礎の間を 1.5m×3.0m の鉄筋コンクリート造の基礎梁で結んでいる。これにより、杭の水平力分担の均等化と杭頭の拘束モーメントの処理を行っている。また、基礎は、合計 20 本の鋼管杭（直径 1.2m、厚さ 18mm）により、EL. -14m の砂質泥岩（久米層）に支持されている。

(2) 耐震設計審査指針改定時の構造変更内容

指針改定による基準地震動 S_s の見直しを踏まえ、新たに策定された基準地震動 S_s に対して、耐震裕度向上工事を実施している。耐震裕度向上工事では、上部構造に対する補強を実施し、基礎の補強については実施していない。上部構造の構造変更の内容は以下のとおりである。

- ①筒身を支持する鉄塔の主柱（外周の 4 本柱）への補強材の取付け
- ②主排気筒の 3 平面の筒身の支持方法をオイルダンパに変更
- ③主排気筒の 4, 5, 6 平面の筒身の支持方法を弾塑性ダンパに変更
- ④鉄塔の上部 2 区間（1, 2 平面）の撤去

地震に対してはオイルダンパをメインとして、弾塑性ダンパを併用する設計となっている。風荷重に対して概ね弾性範囲にあるようにダンパの部材設計を行い、地震時には弾塑性ダンパが塑性化して、筒身と鉄塔の相対変位（オイルダンパの変形量）が増大して、オイルダンパが効果的に機能する設計となっている。なお、建設当時の設計では、鉄塔上部の鉄塔－筒身間の相対変位が小さくオイルダンパが効果的に機能しないことから、鉄塔の 1, 2 平面を撤去し、相対変位を大きく取れるように構造を変更した。

(3) 新規制基準対応時の構造変更内容

新規制基準の施行による基準地震動 S_g の見直しを踏まえ、追加で耐震補強工事を実施する。耐震補強工事では、上部構造及び基礎の補強を実施する。構造変更の内容は以下のとおりである。

【鉄塔】

- ①鉄塔の外側に既存鉄塔を支持する鉄塔を設置（鉄塔の二重化）
- ②鉄塔の上部1区間（2平面）を追加
- ③主排気筒の2平面の筒身の支持方法としてオイルダンパを設置
- ④耐震裕度向上工事で設置した支柱の補強部材の撤去
- ⑤筒身脚部の補強

【基礎】

- ⑥主排気筒直下の表層地盤の地盤改良（セメント改良）
- ⑦補強鉄塔の支柱材の直下に新たな杭を設置
- ⑧筒身基礎，鉄塔基礎，基礎梁の補強

表 1-2-1 主排気筒の耐震補強の経緯

項目	建設当時	耐震設計審査指針の改訂時	新規制基準対応時	
概要	時期	1978年（営業運転開始）	2010年（使用前検査完了）	今後実施予定
	目的	—	耐震裕度向上	耐震補強
	設計用 地震動	EL CENTRO, TAFT, IBARAGI 500Gal（鉄塔下端に直接入力）	基準地震動 S_0 （3波） 600Gal（解放基盤に入力し、基礎下端での入力地震動を算定（社内確認））	基準地震動 S_0 （8波） 1009Gal（解放基盤に入力し、基礎下端での入力地震動を算定）
	工認記載 の地震動	EL CENTRO, TAFT, IBARAGI 500Gal（鉄塔下端に直接入力）	EL CENTRO, TAFT, IBARAGI 500Gal（鉄塔下端に直接入力）*	基準地震動 S_0 （8波） 1009Gal（解放基盤に入力し、基礎下端での入力地震動を算定）
筒身	筒身	高さ：140m 内径：4.5m	変更なし	主要寸法に変更なし 筒身脚部の補強を実施
鉄塔	鉄塔高さ	高さ：130m （1～7平面）	高さ：104.205m （3～7平面） 1, 2平面を撤去	高さ：117.543m （2～7平面） 2平面を追加
	鉄塔補強	—	中間部の補強を実施	中間部の補強を撤去 鉄塔の二重化を実施 2平面の追加
	制振装置 の有無	なし	オイルダンパ（追加） （3平面） 弾塑性ダンパ（追加） （4, 5, 6平面）	オイルダンパ（2平面を追加） （2, 3平面） 弾塑性ダンパ （4, 5, 6平面）
基礎	基礎梁	筒身と鉄塔脚部を支える基礎を基礎梁で接続した基礎構造	補強なし	補強鉄塔の脚部を支持する基礎を設置するとともに、基礎梁全体を補強
	杭	岩着する杭により支持	補強なし	補強鉄塔の支柱材を支持する杭を設置
	地盤改良	なし	補強なし	高圧噴射攪拌工法による地盤改良（セメント改良）を実施

注記 *：耐震設計審査指針改定時は、工事の目的が耐震裕度向上の位置付けであったため、工事届出書の参考資料には S_1 に対する耐震評価結果ではなく、EL CENTRO と基準地震動 S_1 （基礎下端の応答値）との加速度応答スペクトルの比較を行い、EL CENTRO の評価に包絡されていることを確認

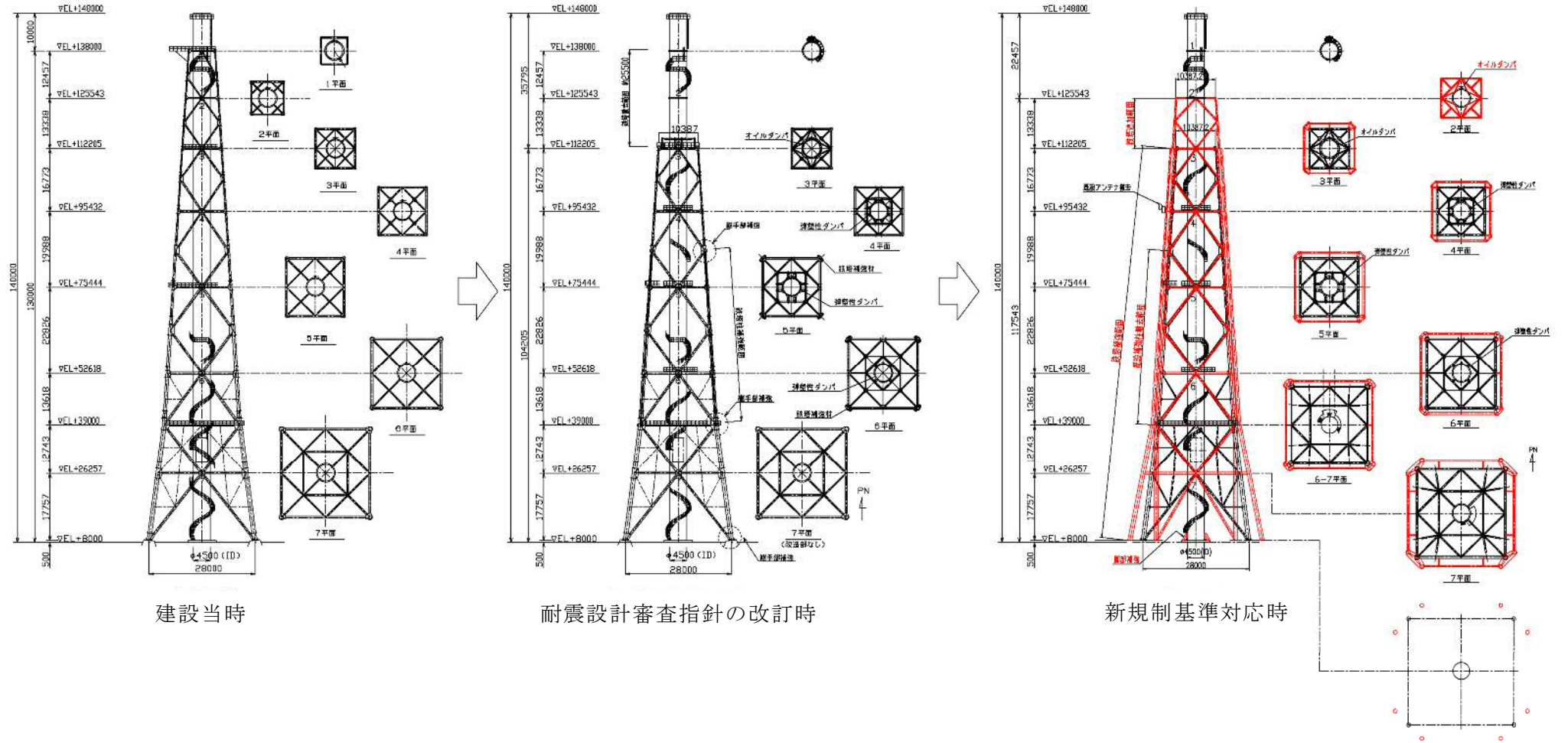
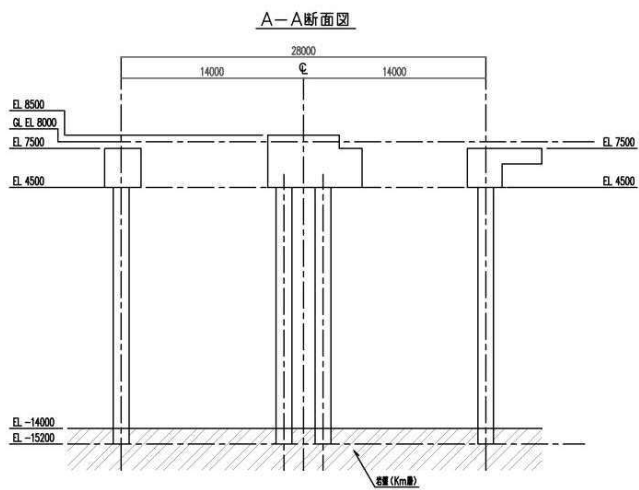
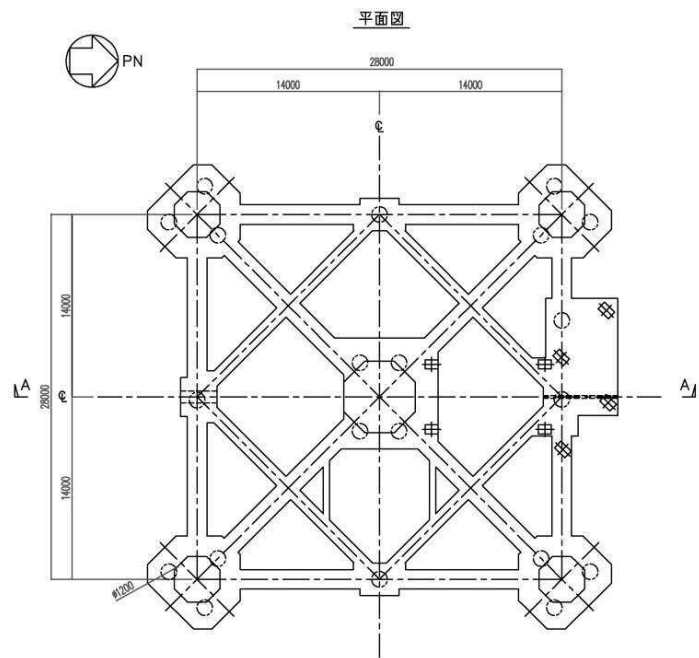
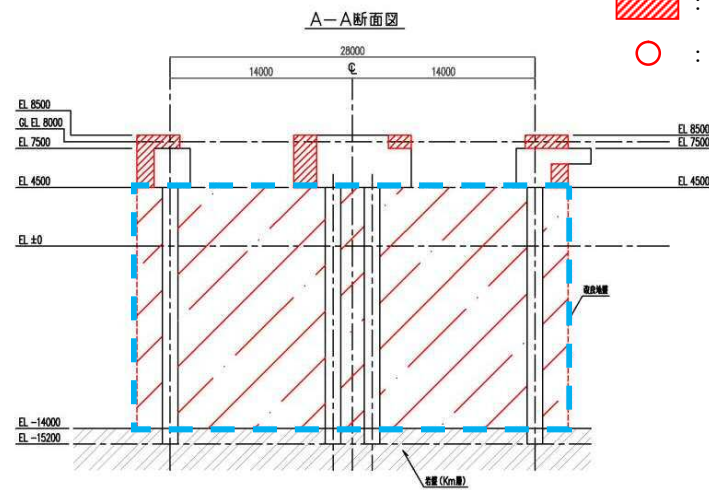
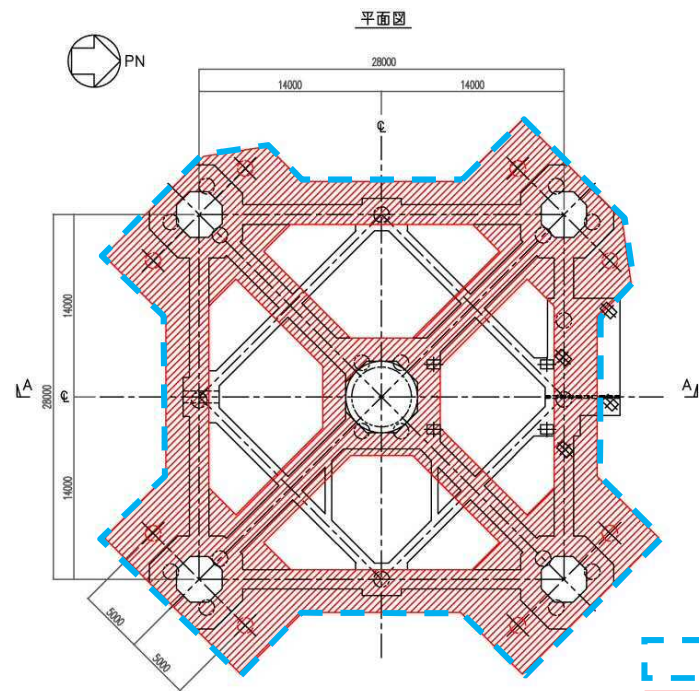
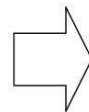


図 1-2-1 主排気筒上部構造の改造履歴



建設当時

注 記
1. 斜線は、増設躯体を示す。



新規制基準対応時

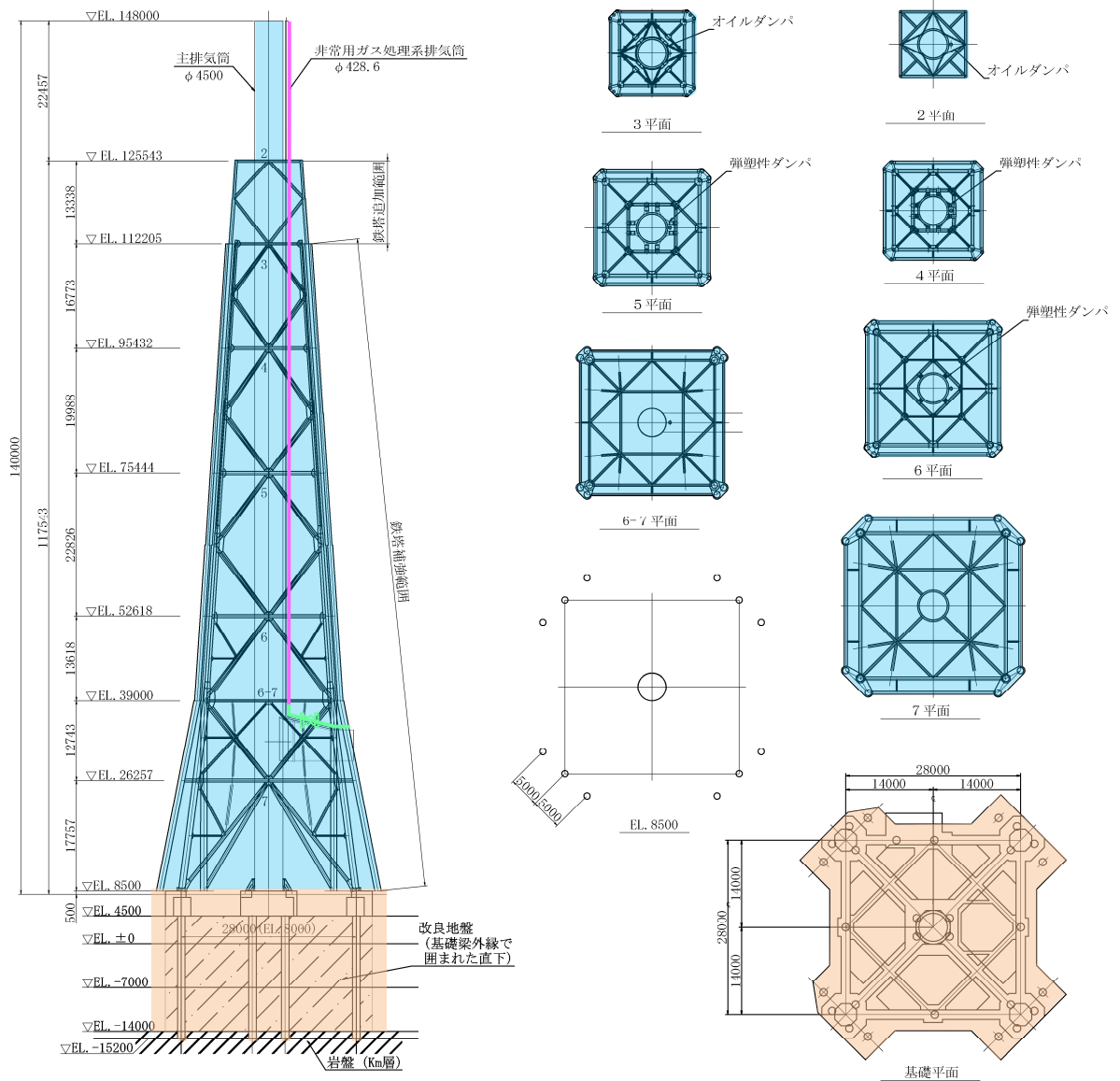
- : 地盤改良範囲
- : 増設基礎
- : 増設杭

図 1-2-2 主排気筒基礎の改造履歴

1.3 設計体系

1.3.1 添付書類及び補足説明資料の関係

主排気筒に関連する評価対象箇所と添付書類の関係を図 1-3-1 に、主排気筒の耐震計算にかかる設計体系と補足説明資料の関係を図 1-3-2 に示す。



目録番号	図書名	評価部位	分類
V-2-2-14* ¹	①主排気筒の地震応答計算書	・地震応答解析 ・質点系モデルによる 応答解析	Sクラスの施設 の間接支持構造 物
V-2-2-15-1* ^{1, 2}	②主排気筒の耐震性について の計算書	・上部構造物 (筒身, 鉄塔, 柱脚)	Sクラスの施設 の間接支持構造 物
V-2-2-15-2* ¹	③主排気筒の基礎の耐震性 についての計算書	・基礎 (杭, 基礎梁)	Sクラスの施設 の間接支持構造 物
V-2-7-2-5	⑥非常用ガス処理系排気筒 の耐震性についての計算 書	・非常用ガス処理系 排気筒, サポート	Sクラスの施設 (建物・構築物 として評価)

注記 *1: 「V-2-7-2-4 主排気筒の耐震性についての計算書」は、「V-2-2-14 主排気筒の地震応答計算書」,
「V-2-2-15-1 主排気筒の耐震性についての計算書」, 「V-2-2-15-2 主排気筒の基礎の耐震性について
の計算書」を呼び込むこととする。

*2: 「V-1-6-1 主排気筒の基礎に関する説明書」は「V-2-2-15-2 主排気筒の基礎の耐震性について
の計算書」を呼び込むこととする。

図 1-3-1 主排気筒に関連する評価対象箇所と添付書類の関係

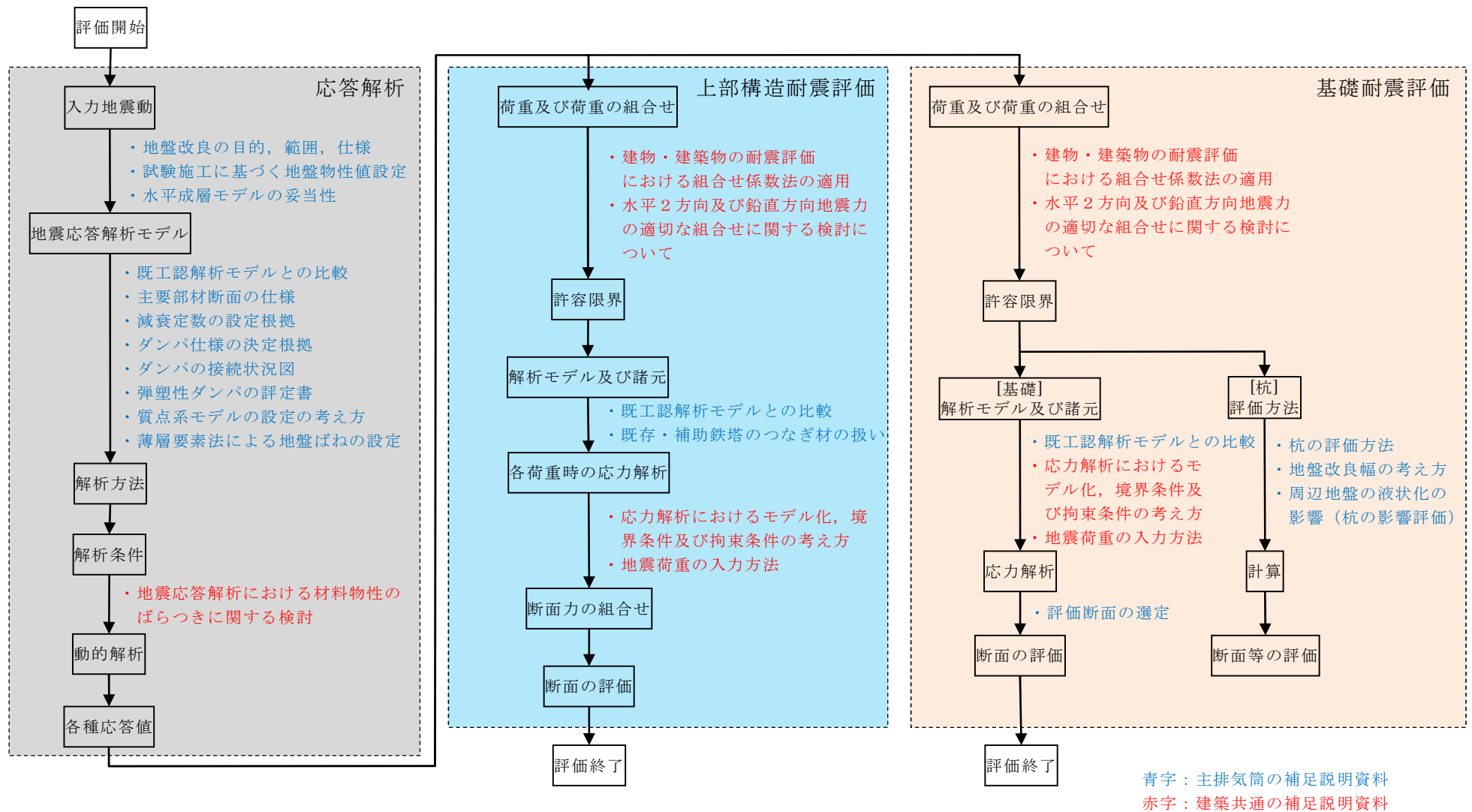


図 1-3-2 主排気筒の耐震計算にかかる設計体系と補足説明資料の関係

2. 主排気筒の地震応答計算

2.1 既工認との解析モデルの比較

主排気筒の地震応答解析モデル及び手法の比較を表 2-1-1 に示す。鉛直モデルの諸元の設定方法を表 2-1-2 に示す。また、今回工認時の地震応答解析モデルを図 2-1-1 に示す。

比較に用いる既工認時の地震応答解析モデル及び手法は、建設当時（認可）と耐震設計審査指針の改訂時（届出）のものである。

表 2-1-1 地震応答解析モデル及び手法の比較 (1/2)

項目	内容	建設当時*1, 2 (認可)	耐震設計審査指針の改訂時*1, 3, 4 (届出)	今回工認 (認可)	備考
入力地震動の算定法	水平	<ul style="list-style-type: none"> 地盤増幅を考慮して、設計用地震波 (EL CENTRO, TAFT, IBARAGI) を 500Gal に基準化して鉄塔下端に直接入力 	<ul style="list-style-type: none"> 地盤増幅を考慮して、設計用地震波 (EL CENTRO, TAFT, IBARAGI) を 500Gal に基準化して基礎下端に直接入力 参考資料で、EL CENTRO と基準地震動 S_1 (基礎下端の応答値) との加速度応答スペクトルの比較を行い、EL CENTRO の評価に包絡されていることを確認*4 	<ul style="list-style-type: none"> 基準地震動 S_s を用いて、一次元波動論により基礎下端の入力地震動を算定 	(1)
	鉛直	—	—	<ul style="list-style-type: none"> 基準地震動 S_s を用いて、一次元波動論により基礎下端の入力地震動を算定 	(1)
解析コード		<ul style="list-style-type: none"> EA-76 	<ul style="list-style-type: none"> NUPP-II 	<ul style="list-style-type: none"> NUPP4 	—
主排気筒のモデル化	モデル	<ul style="list-style-type: none"> 質点系モデル (1 軸) *5 	<ul style="list-style-type: none"> 質点系モデル (2 軸) *5 	<ul style="list-style-type: none"> 同左 *5 	—
	材料物性	検討時の規準に基づき設定 <ul style="list-style-type: none"> 鋼材のヤング係数, ポアソン比*6 $E=2100 \text{ tf/cm}^2$ $\nu=0.3$ 	検討時の規準に基づき設定 <ul style="list-style-type: none"> 鋼材のヤング係数, ポアソン比*6 $E=2.05 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ $\nu=0.3$ 	<ul style="list-style-type: none"> 同左 	—
	剛性評価	排気筒一体として鉄塔および筒身剛性を評価	<ul style="list-style-type: none"> 鉄塔：鉄塔剛性を評価 筒身：筒身剛性を評価 	<ul style="list-style-type: none"> 鉄塔：既設鉄塔の剛性に補強材の剛性を加算して評価 筒身：同左 	(2)
	ダンパ	—	<ul style="list-style-type: none"> オイルダンパ：3 平面をモデル化 弾塑性ダンパ：4~6 平面をモデル化 	<ul style="list-style-type: none"> オイルダンパ：2~3 平面をモデル化 弾塑性ダンパ：同左 	(3)
減衰定数	排気筒：1%	—	<ul style="list-style-type: none"> 鉄塔：2% 筒身：1% 	<ul style="list-style-type: none"> 同左 	—

表 2-1-1 地震応答解析モデル及び手法の比較 (2/2)

項目	内容	建設当時*1, 2 (認可)	耐震設計審査指針の改訂時*1, 3, 4 (届出)	今回工認 (認可)	備考
地盤の モデル化	底面ばね	・考慮せず	・同左	・水平方向：水平及び回転ばねを考慮 ・鉛直方向：鉛直ばねを考慮 (水平、回転及び鉛直ばねとも三次元 薄層要素法により算定)	(4)
	側面ばね*3	・考慮せず	・同左	・水平方向：水平ばねを考慮 ・鉛直方向：考慮せず	
非線形 特性	弾塑性 ダンパ	—	・水平方向：弾塑性ダンパの応力-変 形の履歴特性を考慮	・水平方向：同左 ・鉛直方向：考慮せず	—

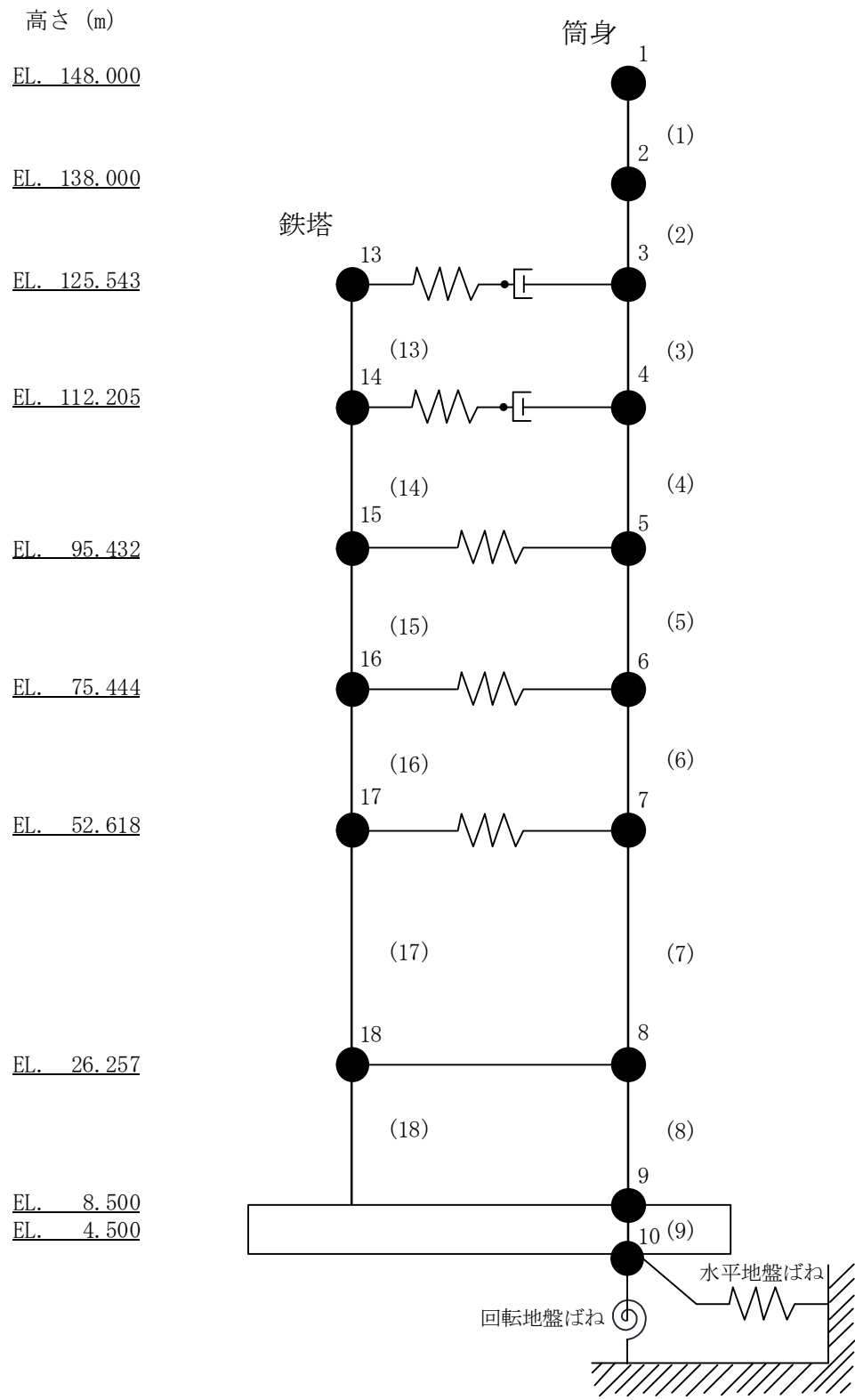
- 注記 *1：建設工認時及び耐震設計審査指針の改訂時には、水平方向のみ地震応答解析を実施し、鉛直方向は静的地震力を考慮
- *2：東海第二発電所『既工事計画認可申請書第7回 資料Ⅲ-2-5「排気筒の耐震性についての計算書」(49資庁第14239号 昭和49年7月22日認可)』
- *3：東海第二発電所『既工事計画届出書 添付書類Ⅳ-1-2「主排気筒の耐震性についての計算書」(発室発第583号 平成21年3月9日届出)』
- *4：耐震設計審査指針改訂時は、工事の目的が耐震裕度向上の位置付けであったため、工事届出書の参考資料には S_1 に対する耐震評価結果ではなく、EL CENTROと基準地震動 S_1 (基礎下端の応答値)との加速度応答スペクトルの比較を行い、EL CENTROの評価に包絡されていることを確認
- *5：建設当時は、ダンパが設置されておらず、鉄塔と筒身は平面毎に固定されていたため、1軸の応答解析モデルを使用し、耐震設計審査指針の改訂時以降は、ダンパが設置されたことから2軸の応答解析モデルを使用
- *6：建設当時は「鋼構造設計規準」((社)日本建築学会, 1970)、耐震設計審査指針の改訂時は「鋼構造設計規準」((社)日本建築学会, 2005)に基づく。

具体的な反映事項(表の備考欄に対応)

- (1) 解放基盤で定義される基準地震動を用いて、一次元波動論により算定した。水平方向及び鉛直方向について基礎下端位置での応答波を入力した。
- (2) 主排気筒の耐震補強を実施するため、補強部材の剛性を考慮するため、鉄塔補強部の剛性を「塔状鋼構造設計規準」((社)日本建築学会, 1981)に基づいて算出し、既工認のモデルに加えた。(「2.4.4 質点系モデルの設定方法」参照)
- (3) 主排気筒の耐震補強工事において、鉄塔を1段追加し、当該平面にオイルダンパを追加設置することから、当該オイルダンパを応答解析モデルに追加した。(「1.2 主排気筒の耐震補強の経緯」, 「2.4.3 ダンパ仕様の決定根拠」参照)
- (4) 「原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG 4601-1991 追補版」((社)日本電気協会)に基づく。(「2.4.5 薄層要素法による地盤ばねの設定」参照)

表 2-1-2 鉛直モデルの諸元の設定方法

部位	質量	剛性	備考
鉄塔	鉛直モデルに対応する水平モデルの質点の質量	立体骨組みモデルにおいて頂部から下方に単位荷重を与え、鉛直方向の変形量から等価剛性を持つ円筒の断面性能を算出	—
筒身	鉛直モデルに対応する水平モデルの質点の質量	同上	—



- ・ 数字は質点番号を示す。
- ・ () 内は部材番号を示す。

図 2-1-1 地震応答解析モデル（排気筒（水平方向））（1/2）

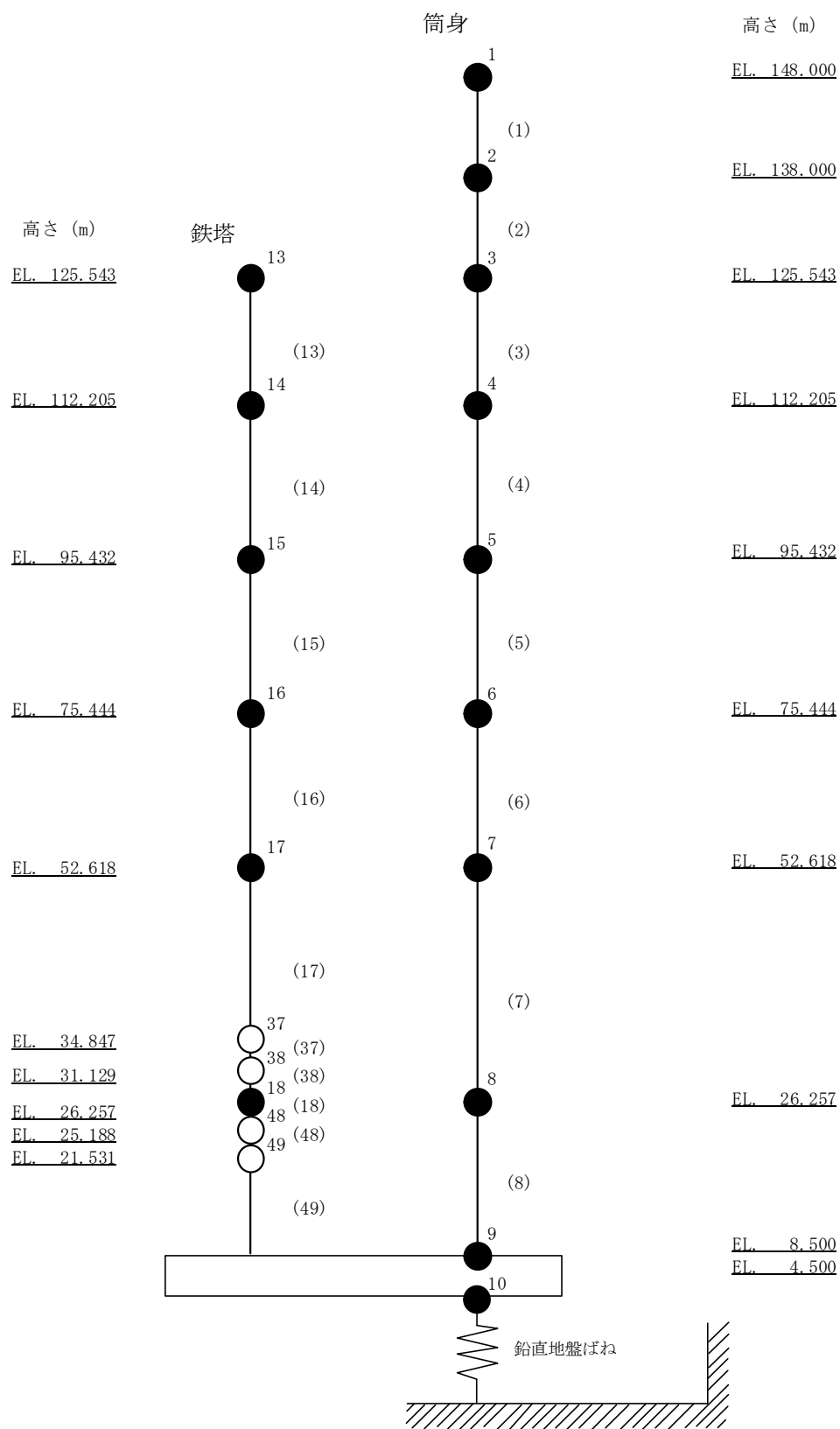


図 2-1-1 地震応答解析モデル（排気筒（鉛直方向））（2/2）

2.2 地盤改良の目的，範囲，仕様

地盤改良の目的は，①上部構造物の応答低減，②地盤変形抑制による杭の健全性確保，③表層地盤の液状化防止である。

地盤改良の範囲は，基礎梁外縁で囲まれた直下について，久米層までの表層地盤を対象とする。地盤改良の範囲を図 2-2-1 に示す。

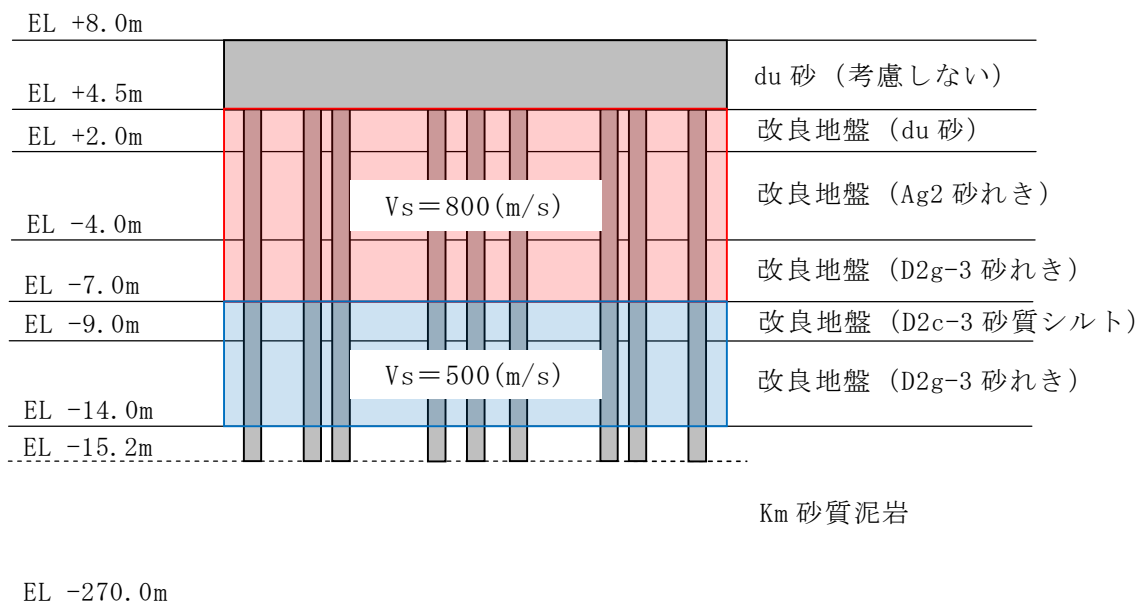


図 2-2-1 地盤改良の範囲

地盤改良は，高圧噴射攪拌工法（セメント改良）とし，超高圧のセメント系固化材と圧縮空気を地中に噴射しつつロッドを回転させ，地盤を切削・攪拌しながら引き上げるにより円柱状の改良体を造成する。施工法の概要を，図 2-2-2 に示す。

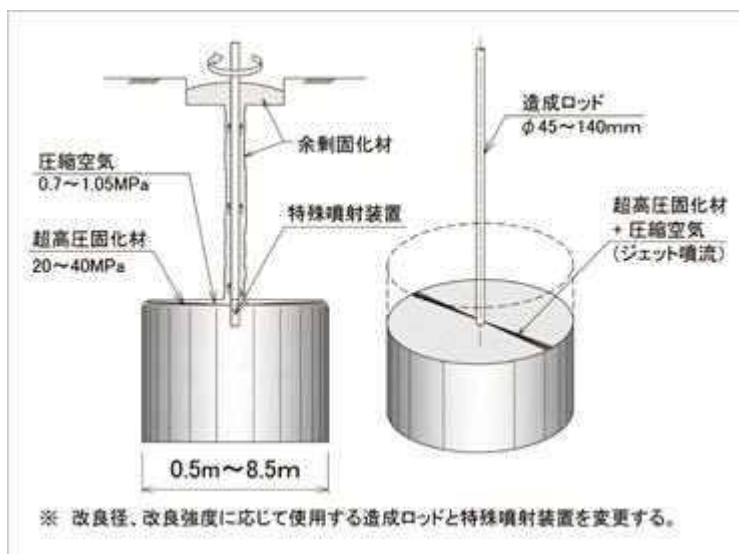


図 2-2-2 施工法の概要

2.3 入力地震動の算定

2.3.1 試験施工の位置

地盤改良後の物性値の設定及び地盤改良の仕様の決定のために、主排気筒の近傍において、地盤改良試験施工を実施した。試験施工を実施する位置の選定においては、主排気筒直下の表層地盤の各層（du層、Ag2層、D2g-3層、D2c-3層）が含まれる位置とし、各層の地盤改良後の物性値を原位置試験若しくは室内試験により確認できるように配慮した。試験施工を実施した位置を図2-3-1に示す。

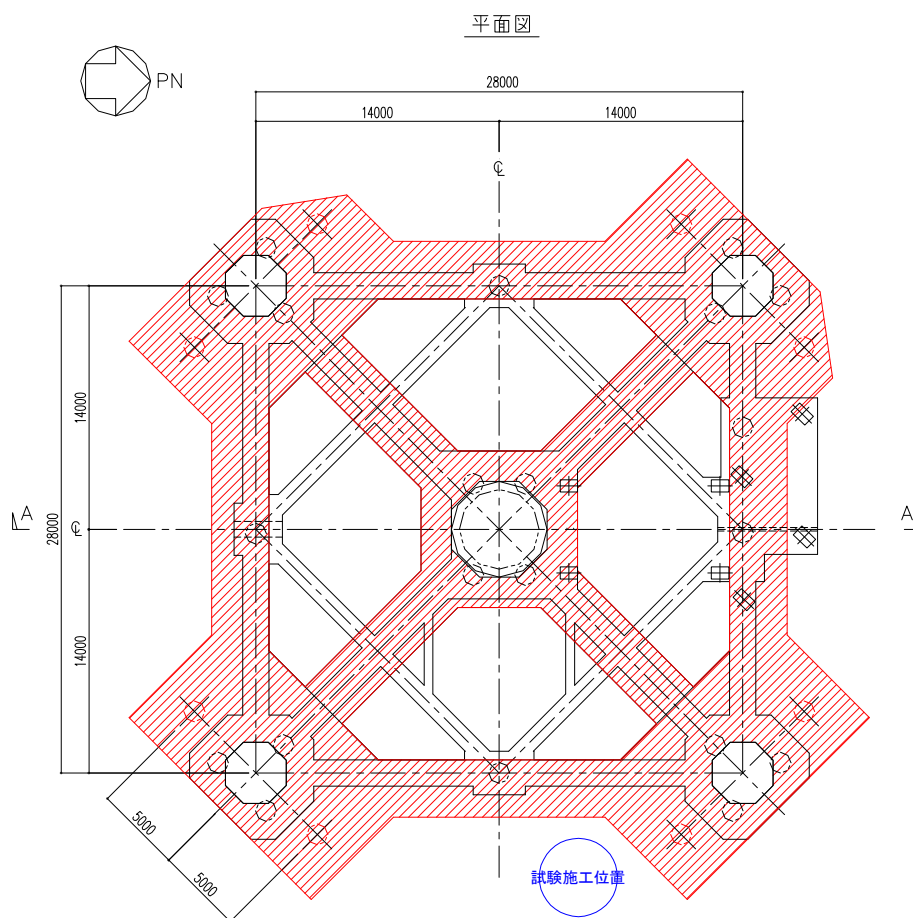


図 2-3-1 試験施工を実施した位置

2.3.2 改良体の試験結果

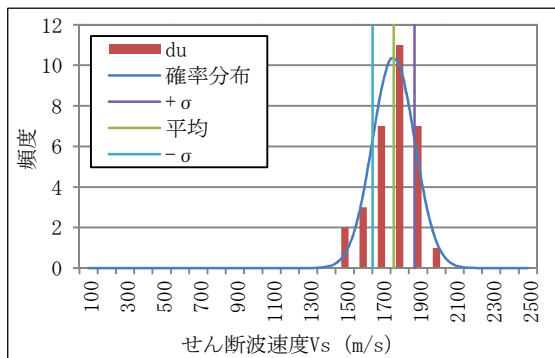
(1) せん断波速度 V_s

せん断波速度 V_s は、「JGS 2110 パルス透過法による岩石の超音波速度測定」に基づき、改良地盤のボーリング孔に対して PS 検層を実施した結果を基に設定した。試験により得られたせん断波速度 V_s の整理表を表 2-3-1 に、試験データの分布を図 2-3-2 に示す。

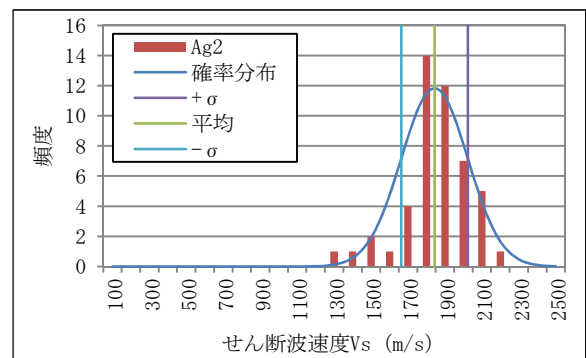
表 2-3-1 せん断波速度 V_s

(単位 : m/s)

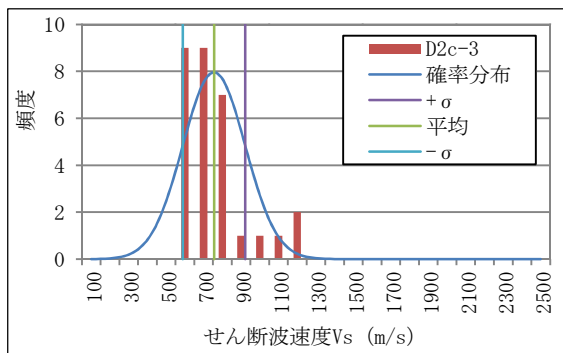
	改 du	改 Ag2	改 D2c-3	改 D2g-3
平均	1,767	1,845	756	1,239
標準偏差	115	180	167	472
+ σ	1,882	2,025	923	1,711
- σ	1,652	1,665	589	767



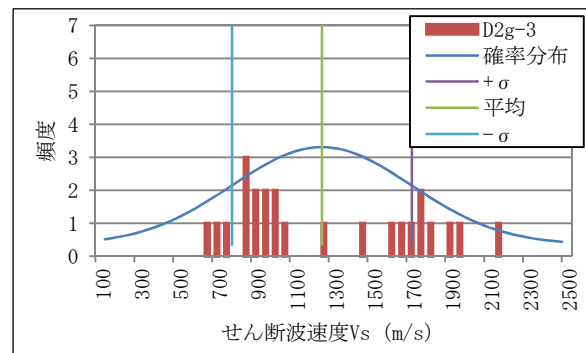
du 層



Ag2 層



D2c-3 層



D2g-3 層

図 2-3-2 PS 検層波に基づいた S 波速度試験結果

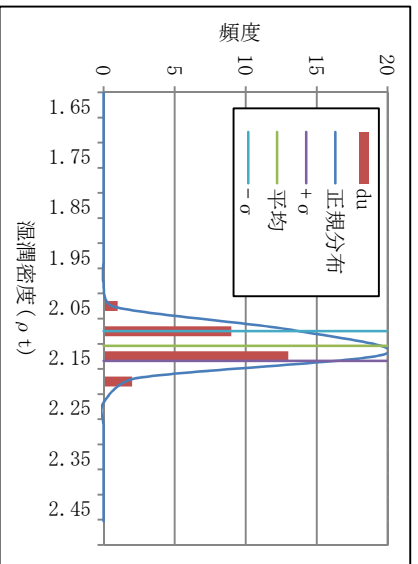
(2) 湿潤密度 ρ_t

湿潤密度 ρ_t は、「JIS A 1225 土の湿潤密度試験方法」に基づき実施した試験結果を基に設定した。試験により得られた湿潤密度 ρ_t の整理表を表 2-3-2 に、試験データの分布を図 2-3-3 に示す。

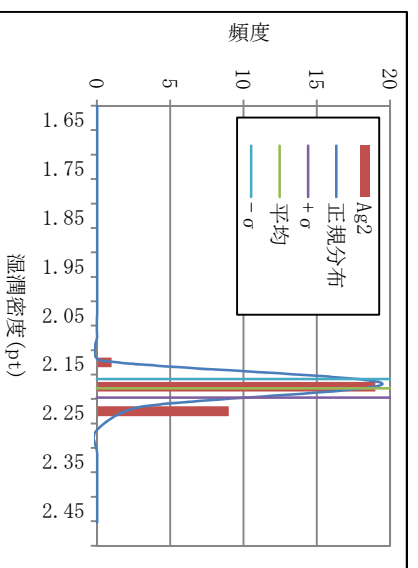
表 2-3-2 湿潤密度 ρ_t

	改 du	改 Ag2	改 D2c-3	改 D2g-3
平均	2.13	2.21	2.09	2.29
標準偏差	0.03	0.02	0.07	0.06
+ σ	2.16	2.23	2.16	2.36
- σ	2.10	2.19	2.02	2.23

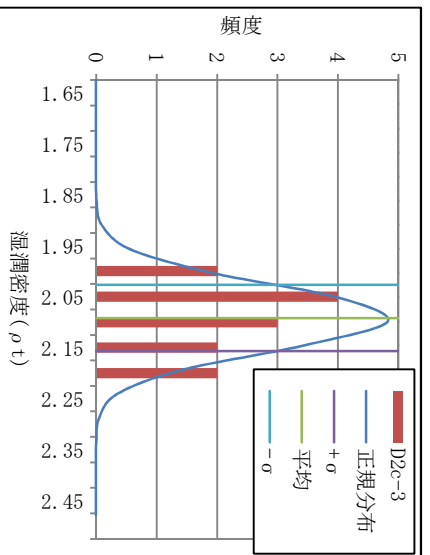
(単位：g/cm³)



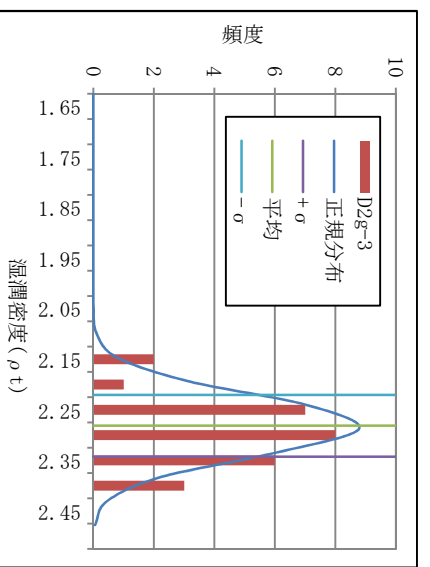
du 層



Ag2 層



D2c-3 層



D2g-3 層

図 2-3-3 湿潤密度に関する試験結果

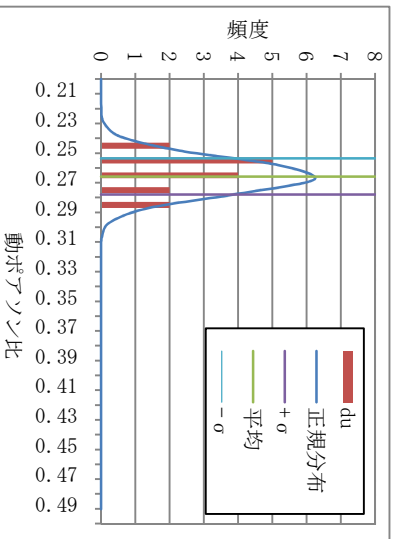
(3) ポアソン比 ν_d

ポアソン比 ν_d は、「JGS 2110 パルス透過法による岩石の超音波速度測定」に基づき、改良地盤のボーリング孔に対して PS 検層を実施した結果を基に、 V_s と V_p の関係式を用いて設定した。試験により得られたポアソン比の整理表を表 2-3-3 に、試験データの分布を図 2-3-4 に示す。

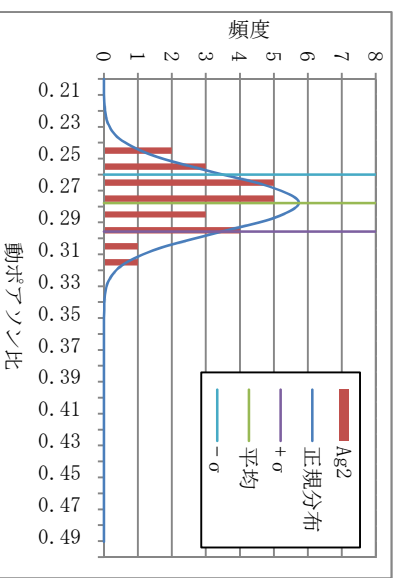
表 2-3-3 動ポアソン比 ν_d

	改 du	改 Ag2	改 D2c-3	改 D2g-3
平均	0.27	0.28	0.36	0.37
標準偏差	0.01	0.02	0.05	0.07
$+\sigma$	0.28	0.30	0.41	0.44
$-\sigma$	0.26	0.26	0.31	0.30

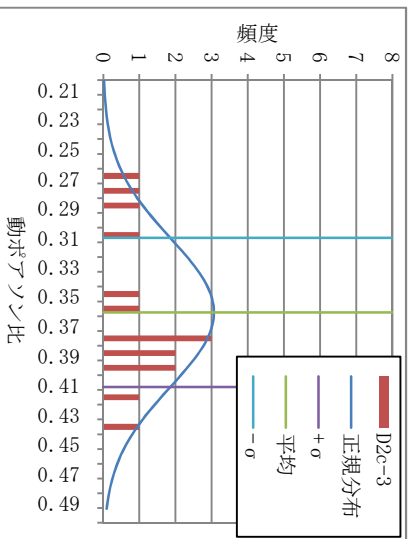
(単位：—)



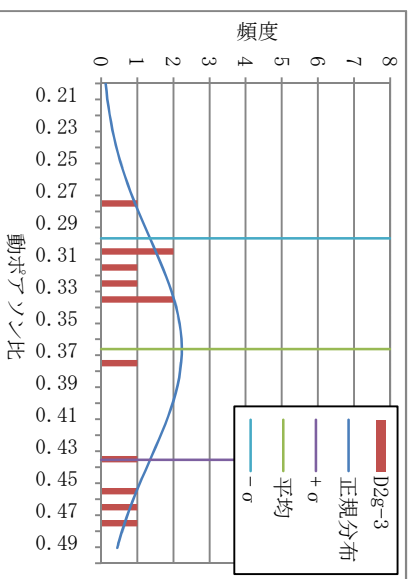
du 層



Ag2 層



D2c-3 層



D2g-3 層

図 2-3-4 ポアソン比に関する試験結果

(4) $G/G_0 - \gamma$ 曲線, $h - \gamma$ 曲線

$G/G_0 - \gamma$ 曲線, $h - \gamma$ 曲線は, 「JGS 0542 地盤材料の変形特性を求めるための繰返し三軸圧縮試験方法」に基づき, 三軸圧縮試験を行った結果を基に設定した。具体的には, 繰返し三軸圧縮試験により得られた種々のひずみ γ での G 及び h に対して, 最小二乗法を用いて①, ②式の係数 (a, b, c, d, e) を定めた。

$$\frac{G}{G_0} = \frac{1}{1 + a \cdot \gamma^b} \cdots \text{①}$$

$$h = \frac{\gamma}{c \cdot \gamma + d} + e \cdots \text{②}$$

上記の方法にて設定した $G/G_0 - \gamma$ 曲線, $h - \gamma$ 曲線について, 図 2-3-5~図 2-3-8 に示す。なお, 当該図には, 基本ケースの全地震波に対する各層の最大有効ひずみを合わせて示す。全地震波に対する評価において, ひずみ値は最大有効ひずみ以下の範囲 (図の白色部分) となっている。

$$\frac{G}{G_0} = \frac{1}{1 + 2447 \cdot \gamma^{1.10}} \quad h = \frac{\gamma}{27.8 \cdot \gamma + 0.00481} + 0.00160$$

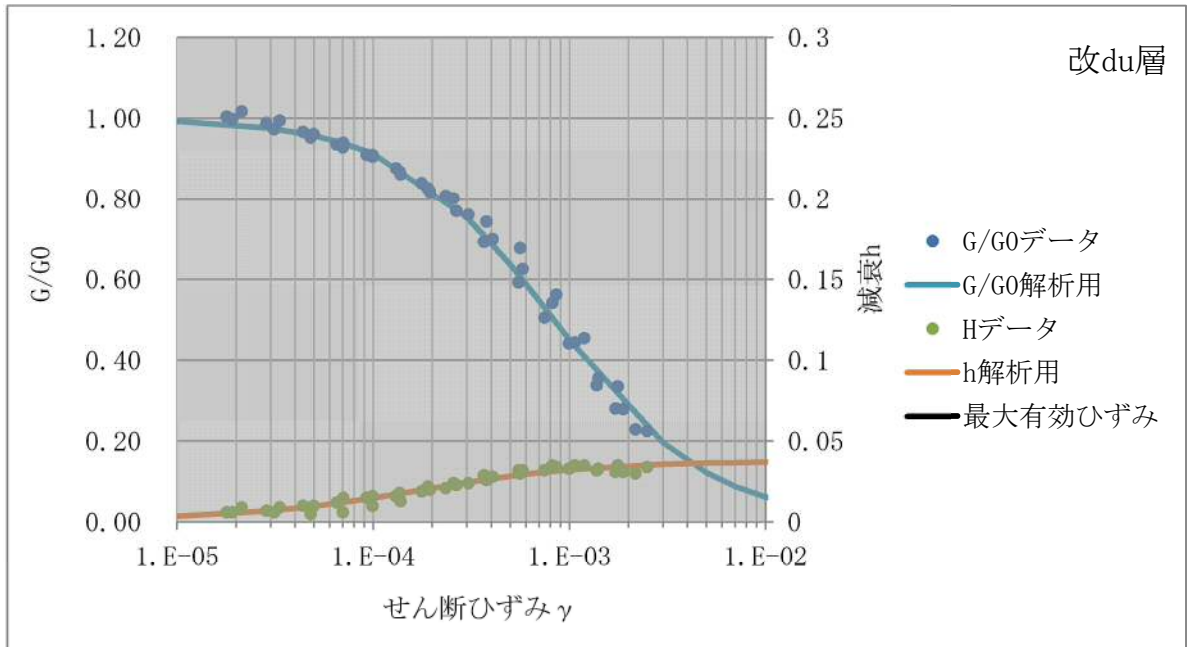


図 2-3-5 地盤物性 (γ - G/G_0 曲線, γ - h 曲線) 改 du 層

$$\frac{G}{G_0} = \frac{1}{1 + 1935 \cdot \gamma^{1.07}} \quad h = \frac{\gamma}{10.67 \cdot \gamma + 0.0118} + 0.00621$$

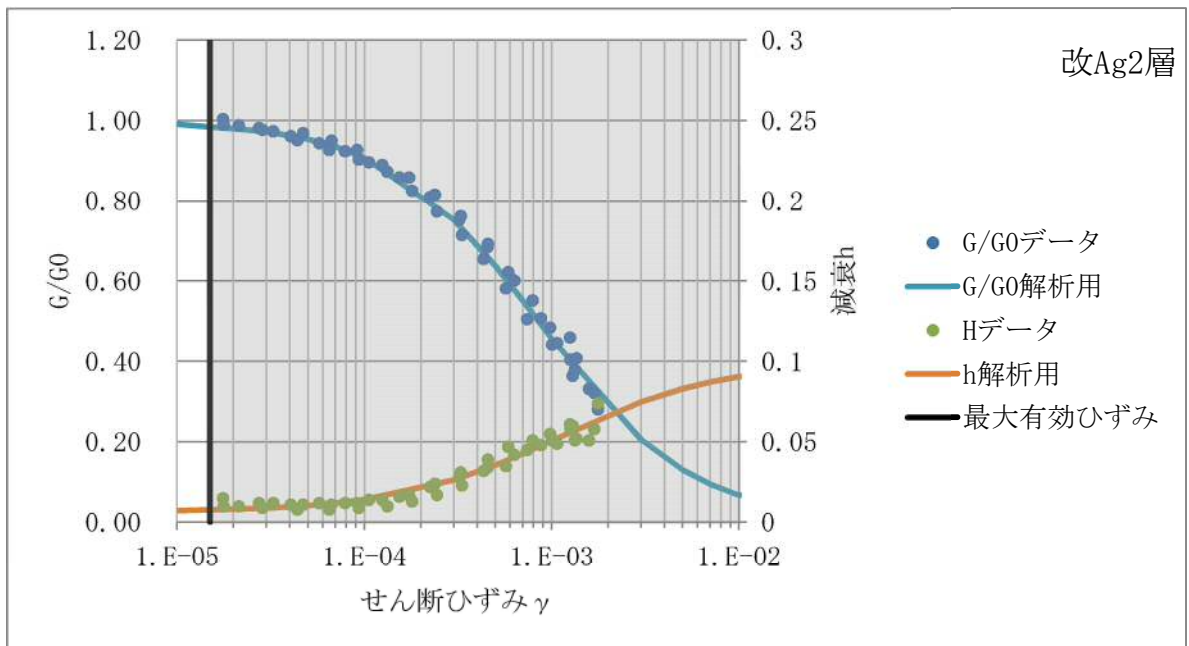


図 2-3-6 地盤物性 (γ - G/G_0 曲線, γ - h 曲線) 改 Ag2 層

$$\frac{G}{G_0} = \frac{1}{1 + 1410 \cdot \gamma^{1.06}} \quad h = \frac{\gamma}{14.4 \cdot \gamma + 0.00605} + 0.000257$$

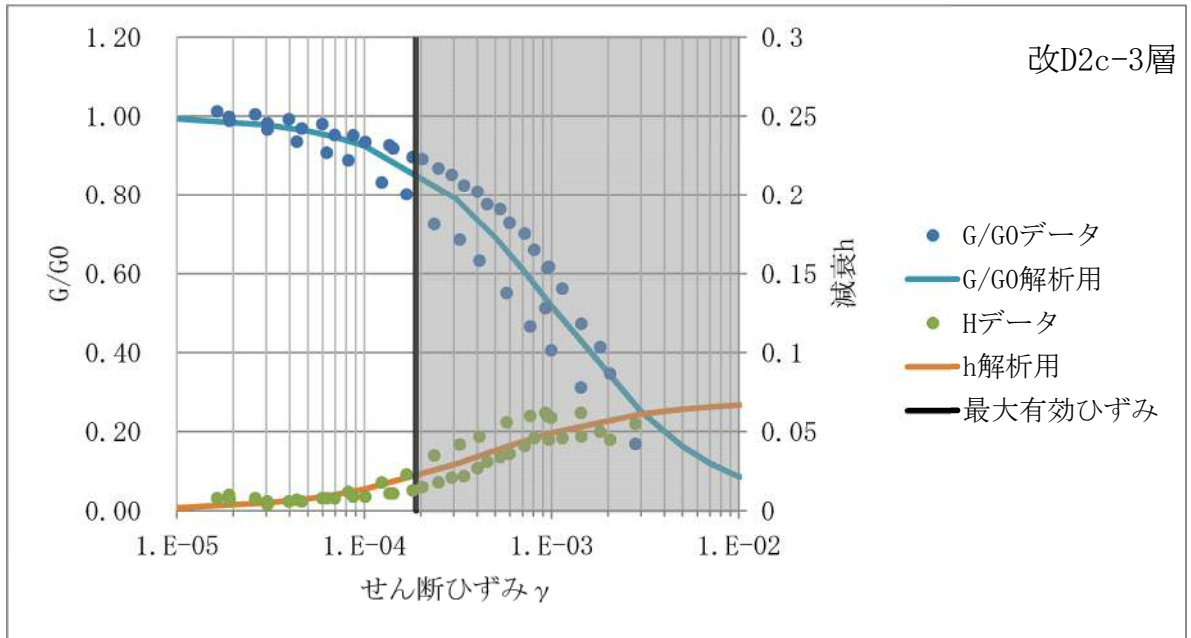


図 2-3-7 地盤物性（ γ - G/G_0 曲線， γ - h 曲線）改 D2c-3 層

$$\frac{G}{G_0} = \frac{1}{1 + 1826 \cdot \gamma^{1.03}} \quad h = \frac{\gamma}{8.57 \cdot \gamma + 0.00728} + 0.00683$$

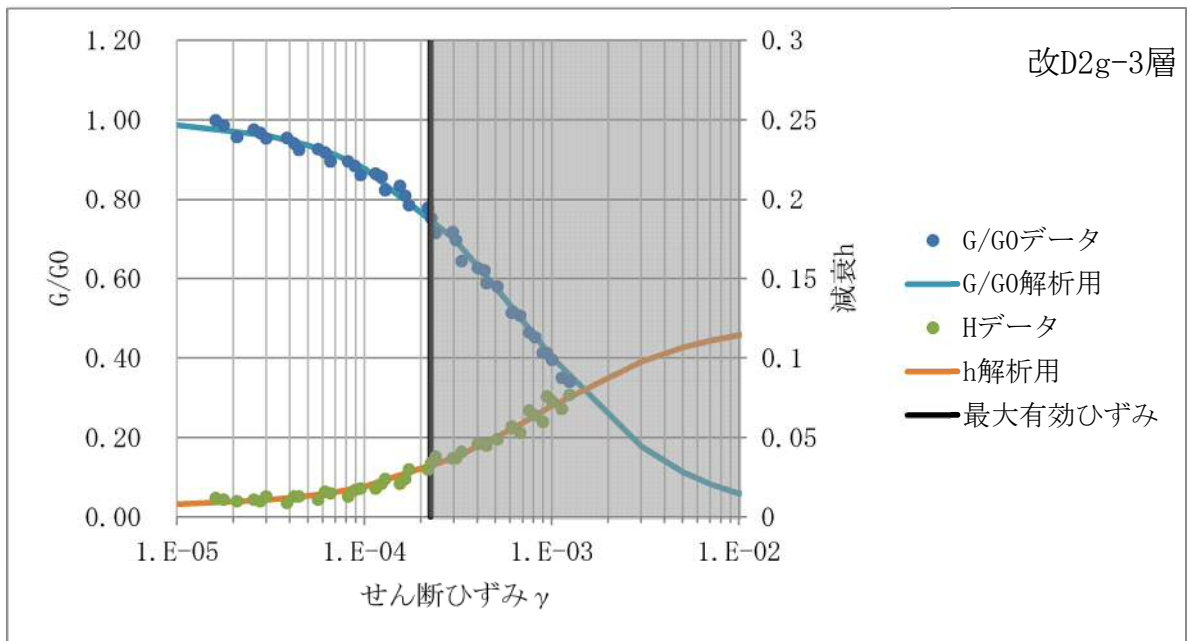


図 2-3-8 地盤物性（ γ - G/G_0 曲線， γ - h 曲線）改 D2g-3 層

2.3.3 ばらつきケースの設定

地盤物性のばらつきのうち、支持地盤（Km層）については、地盤調査結果の平均値をもとに設定した数値を基本ケースとし、せん断波速度 V_s のばらつきは、 $\pm\sigma$ 相当として、変動係数 10% を考慮する。

表層地盤については、地盤改良の実施にあたり改良目標値として設定したせん断波速度 V_s （D2c-3層以深（EL. -7.0m 以深）では 500m/s 以上、D2c-3層上端以浅（EL. -7.0m 以浅）では 800m/s 以上）を基本ケースとする。また、せん断波速度 V_s のばらつきは、地盤改良を実施する計画であることから、主排気筒近傍にて実施した地盤改良試験施工の試験結果から得られた値の平均値及び試験結果を統計処理して得られた標準偏差 $\pm\sigma$ を考慮する。

上記で設定した解析ケースについては、幅広い範囲のせん断波速度 V_s に対して地震応答解析を実施することにより、設計上の保守性を確保している。特に基本ケースでは、表層地盤の改良目標値（せん断波速度 V_s の設計上の下限値）は、地盤変形しやすい柔らかい地盤を想定することから、杭の変形に対する評価や長周期側に固有周期を有する上部構造物の評価に対して、厳しい（安全側の）評価条件を与えている。

また、D2c-3層の $G/G_0 - \gamma$ 曲線の最大有効せん断ひずみにおける値のばらつきが大きく見えるが、せん断波速度 V_s の標準偏差が 22% であるのに対して、 $G/G_0 - \gamma$ 曲線の最大最小値の幅は 10% 程度と小さいこと、せん断波速度 V_s の 2 乗はせん断剛性 G と比例関係にあり、 V_s の変化が与える影響の方が大きいことから、せん断波速度 V_s のばらつきの考慮にせん断剛性 G のばらつきは包含されるものとして扱った。

地盤物性のばらつきを考慮する地震応答解析ケースを表 2-3-2 に、各ケースにおけるせん断波速度 V_s の比較を表 2-3-3 に、各ケースで用いた地盤物性値を表 2-3-4～表 2-3-7 に示す。

表 2-3-2 地盤物性のばらつきを考慮する地震応答解析ケース

ケース No.	地盤のせん断波速度 V_s		備考
	支持地盤	表層地盤	
1	平均値	改良目標値	基本ケース
2	平均値	平均値	試験施工の平均値を考慮
3	$+\sigma$ 相当	$+\sigma$ 相当	試験施工のばらつきを考慮 ($+\sigma$)
4	$-\sigma$ 相当	$-\sigma$ 相当	試験施工のばらつきを考慮 ($-\sigma$)

表 2-3-3 各ケースにおけるせん断波速度 V_s の比較

標高 EL (m)	土質区分		ケース No. 1	ケース No. 4	ケース No. 2	ケース No. 3
			基本ケース	ばらつきケース		
				$-\sigma$	平均値	$+\sigma$
4.5~4.0	改良-砂	改 du	800	1652	1767	1882
4.0~3.0						
3.0~2.0						
2.0~-4.0	改良-砂れき	改 Ag2	800	1665	1845	2025
-4.0~-7.0	改良-砂れき	改 D2g-3	800	767	1239	1711
-7.0~-9.0	改良-砂質シルト	改 D2c-3	500	589	756	923
-9.0~-14.0	改良-砂れき	改 D2g-3	500	767	1239	1711
-14.0~-15.2	砂質泥岩	Km	446	401	446	491
-15.2~-16.0						
-16.0~-20.0						
-20.0~-40.0			456	410	456	502
-40.0~-60.0			472	425	472	519
-60.0~-90.0			491	442	491	540
-90.0~-120.0			514	463	514	565
-120.0~-150.0			537	483	537	591
-150.0~-190.0			564	508	564	620
-190.0~-230.0			595	536	595	655
-230.0~-270.0			626	563	626	689
-270.0~-320.0			660	594	660	726
-320.0~-370.0			699	629	699	769

表 2-3-4 ケース 1 試験施工の改良目標値をもとにする場合の地盤物性値（基本ケース）

標高 EL (m)	土質区分		密度 (g/cm ³)	初期 S波速度 (m/s)	初期 P波速度 (m/s)	ポアソン比
4.5~4.0	改良-砂	改 du	2.13	800	1425	0.270
4.0~3.0						
3.0~2.0						
2.0~-4.0	改良-砂れき	改 Ag2	2.21	800	1447	0.280
-4.0~-7.0	改良-砂れき	改 D2g-3	2.29	800	1761	0.370
-7.0~-9.0	改良-砂質シルト	改 D2c-3	2.09	500	1069	0.360
-9.0~-14.0	改良-砂れき	改 D2g-3	2.29	500	1101	0.370
-14.0~-15.2	砂質泥岩	Km	1.72	446	1658	0.461
-15.2~-16.0						
-16.0~-20.0						
-20.0~-40.0			1.72	456	1675	0.460
-40.0~-60.0			1.73	472	1696	0.458
-60.0~-90.0			1.73	491	1709	0.455
-90.0~-120.0			1.73	514	1737	0.452
-120.0~-150.0			1.73	537	1765	0.449
-150.0~-190.0			1.74	564	1792	0.445
-190.0~-230.0			1.74	595	1831	0.441
-230.0~-270.0			1.75	626	1871	0.437
-270.0~-320.0			1.75	660	1920	0.433
-320.0~-370.0			1.76	699	1958	0.427

表 2-3-5 ケース 2 試験施工の平均値をもとにする場合の地盤物性値（ばらつきケース）

標高 EL (m)	土質区分		密度 (g/cm ³)	初期 S 波速度 (m/s)	初期 P 波速度 (m/s)	ポアソン比
4.5~4.0	改良-砂	改 du	2.13	1767	3148	0.270
4.0~3.0						
3.0~2.0						
2.0~-4.0	改良-砂れき	改 Ag2	2.21	1845	3338	0.280
-4.0~-7.0	改良-砂れき	改 D2g-3	2.29	1239	2728	0.370
-7.0~-9.0	改良-砂質シルト	改 D2c-3	2.09	756	1616	0.360
-9.0~-14.0	改良-砂れき	改 D2g-3	2.29	1239	2728	0.370
-14.0~-15.2	砂質泥岩	Km	1.72	446	1658	0.461
-15.2~-16.0						
-16.0~-20.0						
-20.0~-40.0			1.72	456	1675	0.460
-40.0~-60.0			1.73	472	1696	0.458
-60.0~-90.0			1.73	491	1709	0.455
-90.0~-120.0			1.73	514	1737	0.452
-120.0~-150.0			1.73	537	1765	0.449
-150.0~-190.0			1.74	564	1792	0.445
-190.0~-230.0			1.74	595	1831	0.441
-230.0~-270.0			1.75	626	1871	0.437
-270.0~-320.0			1.75	660	1920	0.433
-320.0~-370.0			1.76	699	1958	0.427

表 2-3-6 ケース 3 試験施工のばらつき+ σ をもとにする場合の地盤物性値(ばらつきケース)

標高 EL(m)	土質区分		密度 (g/cm ³)	初期 S波速度 (m/s)	初期 P波速度 (m/s)	ポアソン比
4.5~4.0	改良-砂	改 du	2.13	1882	3353	0.270
4.0~3.0						
3.0~2.0						
2.0~-4.0	改良-砂れき	改 Ag2	2.21	2025	3663	0.280
-4.0~-7.0	改良-砂れき	改 D2g-3	2.29	1711	3767	0.370
-7.0~-9.0	改良-砂質シルト	改 D2c-3	2.09	923	1973	0.360
-9.0~-14.0	改良-砂れき	改 D2g-3	2.29	1711	3767	0.370
-14.0~-15.2	砂質泥岩	Km	1.72	491	1824	0.461
-15.2~-16.0						
-16.0~-20.0						
-20.0~-40.0			1.72	502	1843	0.460
-40.0~-60.0			1.73	519	1865	0.458
-60.0~-90.0			1.73	540	1880	0.455
-90.0~-120.0			1.73	565	1910	0.452
-120.0~-150.0			1.73	591	1942	0.449
-150.0~-190.0			1.74	620	1971	0.445
-190.0~-230.0			1.74	655	2015	0.441
-230.0~-270.0			1.75	689	2059	0.437
-270.0~-320.0			1.75	726	2112	0.433
-320.0~-370.0			1.76	769	2154	0.427

表 2-3-7 ケース 3 試験施工のばらつき σ をもとにする場合の地盤物性値(ばらつきケース)

標高 EL (m)	土質区分		密度 (g/cm ³)	初期 S 波速度 (m/s)	初期 P 波速度 (m/s)	ポアソン 比
4.5~4.0	改良-砂	改 du	2.13	1652	2943	0.270
4.0~3.0						
3.0~2.0						
2.0~-4.0	改良-砂れき	改 Ag2	2.21	1665	3012	0.280
-4.0~-7.0	改良-砂れき	改 D2g-3	2.29	767	1688	0.370
-7.0~-9.0	改良-砂質シルト	改 D2c-3	2.09	589	1259	0.360
-9.0~-14.0	改良-砂れき	改 D2g-3	2.29	767	1688	0.370
-14.0~-15.2	砂質泥岩	Km	1.72	401	1492	0.461
-15.2~-16.0						
-16.0~-20.0						
-20.0~-40.0			1.72	410	1508	0.460
-40.0~-60.0			1.73	425	1526	0.458
-60.0~-90.0			1.73	442	1538	0.455
-90.0~-120.0			1.73	463	1563	0.452
-120.0~-150.0			1.73	483	1589	0.449
-150.0~-190.0			1.74	508	1612	0.445
-190.0~-230.0			1.74	536	1648	0.441
-230.0~-270.0			1.75	563	1684	0.437
-270.0~-320.0			1.75	594	1728	0.433
-320.0~-370.0			1.76	629	1763	0.427

2.3.4 地盤改良体を水平成層モデルと扱うことの妥当性

(1) 目的

主排気筒の地震応答解析では、基礎直下の改良地盤が水平成層地盤であると仮定して、1次元波動論に基づいた計算コード SHAKE により、主排気筒の上部構造物への入力地震動を算定している。

改良地盤が局部的に存在する状態に対して、改良地盤を水平成層地盤と仮定することの妥当性を確認するため、改良地盤側方の表層地盤を考慮した2次元有限要素モデルを作成し、このモデルを用いた地震応答解析により求めた主排気筒基礎への入力地震動と、1次元波動論により求めた入力地震動を比較し、施設の設計に影響を与えるような入力地震動の違いが無いこと（同等もしくは保守的であること）を確認する。

(2) 検討条件

解析モデルは、水平方向に $-82.75\text{m} \sim +82.75\text{m}$ 、深さ方向に $\text{EL. } 8.0\text{m} \sim \text{EL. } -370\text{m}$ とする。改良地盤は、幅 33.1m 、深さ方向 $\text{EL. } 4.5\text{m} \sim \text{EL. } -14.0\text{m}$ とする。その側方は、du層、Ag2層、D2g-3層、D2c-3層からなる成層地盤とする。側方はエネルギー伝達境界、底面は粘性境界とし、面外方向の粘性境界を考慮する。

主排気筒は基礎及び杭のみ無質量剛基礎としてモデル化し、主排気筒の上部構造物はモデル化しない。地下水位は地表面とし、地下水位以下の地盤要素は体積弾性係数一定とする。

2次元FEMのモデル条件を表2-3-8に、境界条件図を図2-3-9に、解析モデル図を図2-3-10～図2-3-11に示す。

入力地震動は、全周期帯の応答が大きく、主排気筒への影響も大きい基準地震動 $S_s - D1$ （水平、鉛直方向）とし、 $\text{EL. } -370\text{m}$ 位置に2E波として入力する。入力動は水平+鉛直2方向同時加振を実施する。

なお、2次元FEMによる解析にはSuperFLUSH（Ver6.1）を用いる。

表 2-3-8 各部のモデル化方法と境界条件

部位	モデル化方法	境界条件
地盤改良体	<ul style="list-style-type: none"> モデル化範囲：基礎下端から岩盤までの範囲（幅 33.1m, 深さ方向 EL. 4.5m~EL. -14.0m） 	<ul style="list-style-type: none"> 地盤改良体は，表層地盤及び岩盤が，節点で同一変形すると仮定
表層地盤	<ul style="list-style-type: none"> モデル化範囲：基礎及び地盤改良体の幅の 5 倍の範囲（幅 -82.75m~+82.75m, 深さ方向 EL. 8.0m ~ EL. -14.0m） 	<ul style="list-style-type: none"> 表層地盤のモデル端部は，遠方自由地盤と粘性要素で連結
岩盤	<ul style="list-style-type: none"> モデル化範囲：基礎及び地盤改良体の幅の 5 倍の範囲（幅 -82.75m~+82.75m, 深さ方向に EL. -14.0m~EL. -370m） 	<ul style="list-style-type: none"> 岩盤のモデル下部は，固定端と粘性要素で連結
奥行き方向	<ul style="list-style-type: none"> 厚さは設けず，無限遠に同一モデルが広がるものと仮定 	<ul style="list-style-type: none"> 面外方向については，同一モデルが無限遠に広がるものと仮定
基礎	<ul style="list-style-type: none"> モデル化範囲：基礎全体 基礎部分は無質量の剛体と設定 	<ul style="list-style-type: none"> 基礎は，表層地盤及び地盤改良体が，節点で同一変形すると仮定
杭	<ul style="list-style-type: none"> モデル化範囲：全ての杭 基礎下に 3 箇所分散してモデル化 杭の剛性は 3 箇所に集約して設定 既存杭と新設杭は，剛性が異なるため，同じ位置で別の要素としてモデル化 	<ul style="list-style-type: none"> 杭は，地盤改良体及び岩盤が，節点で同一変形すると仮定
上部構造	<ul style="list-style-type: none"> モデル化しない 	—
地下水位	<ul style="list-style-type: none"> 地下水位は地表面とし，地下水位以下の地盤要素は体積弾性係数一定 	—

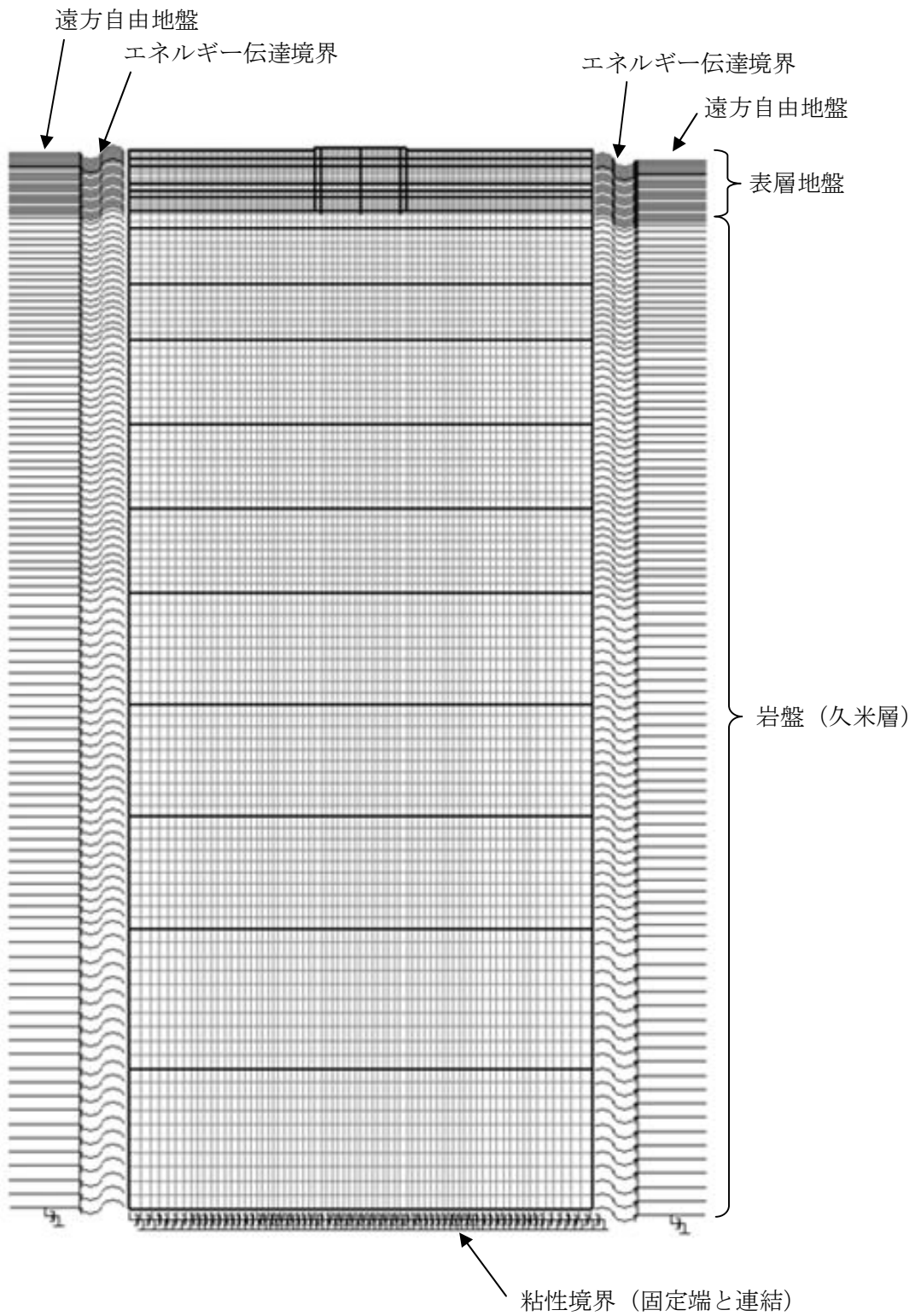


図 2-3-9 2次元 FEM 境界条件図

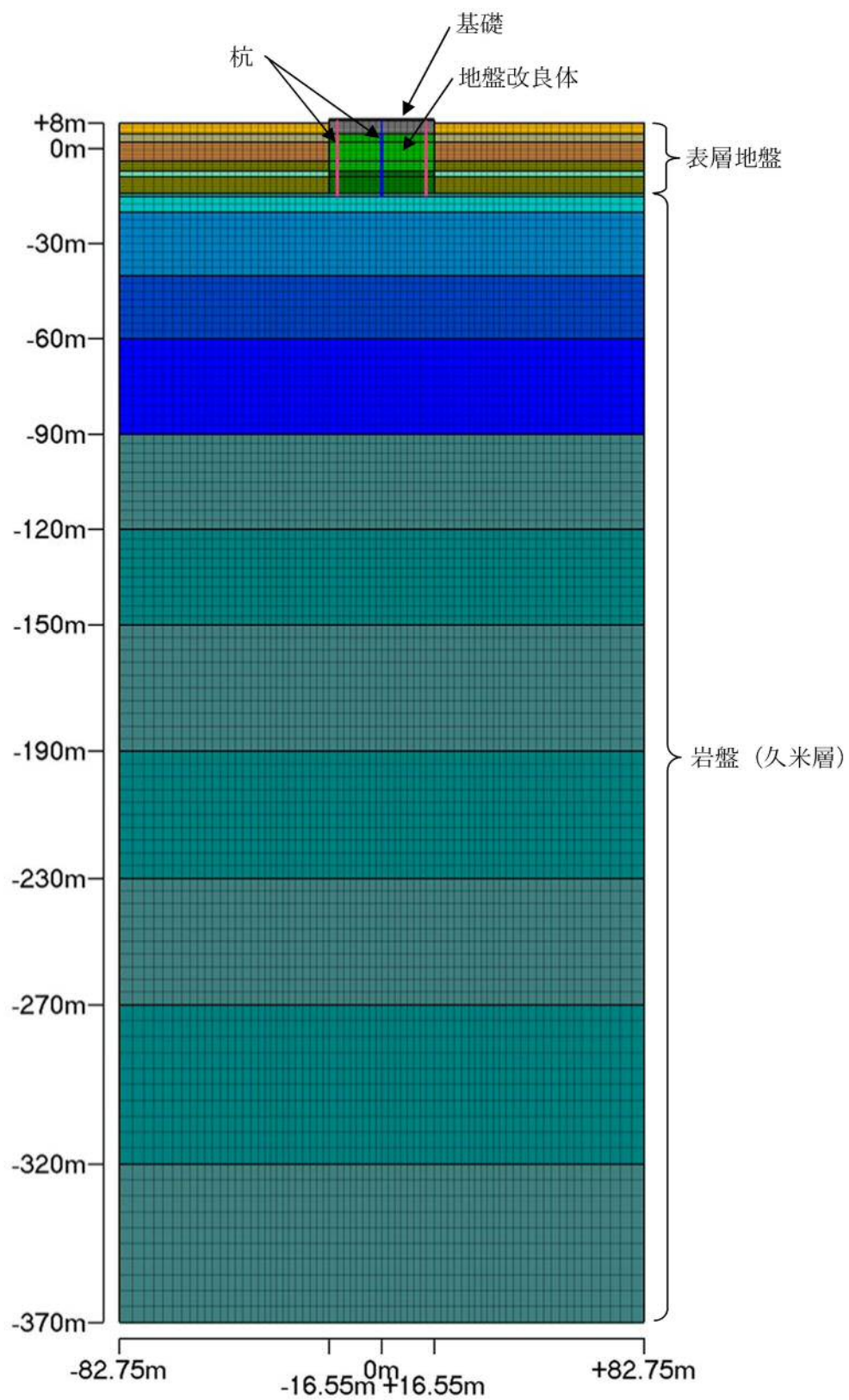


図 2-3-10 2次元 FEM モデル図 (全体)

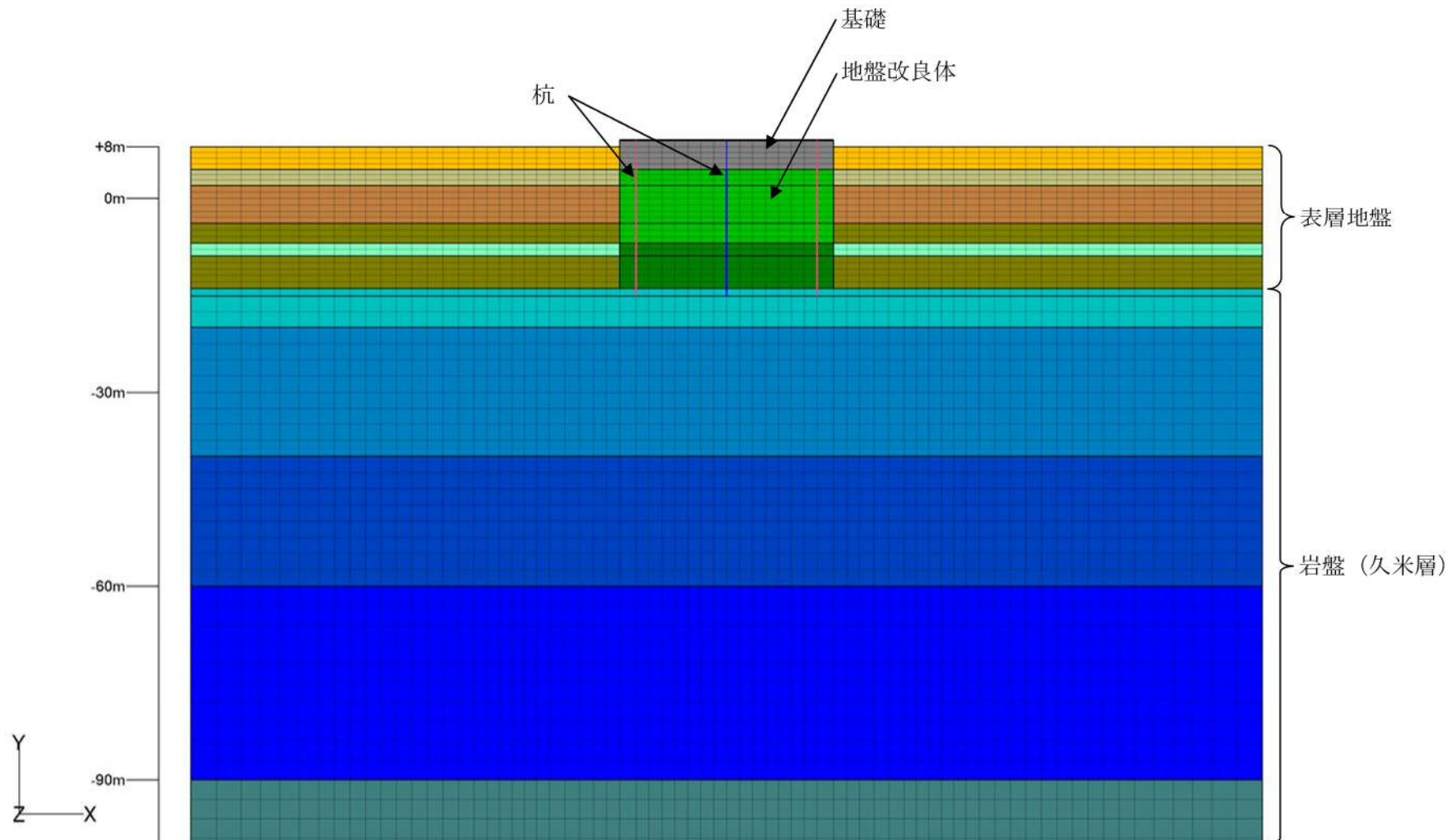
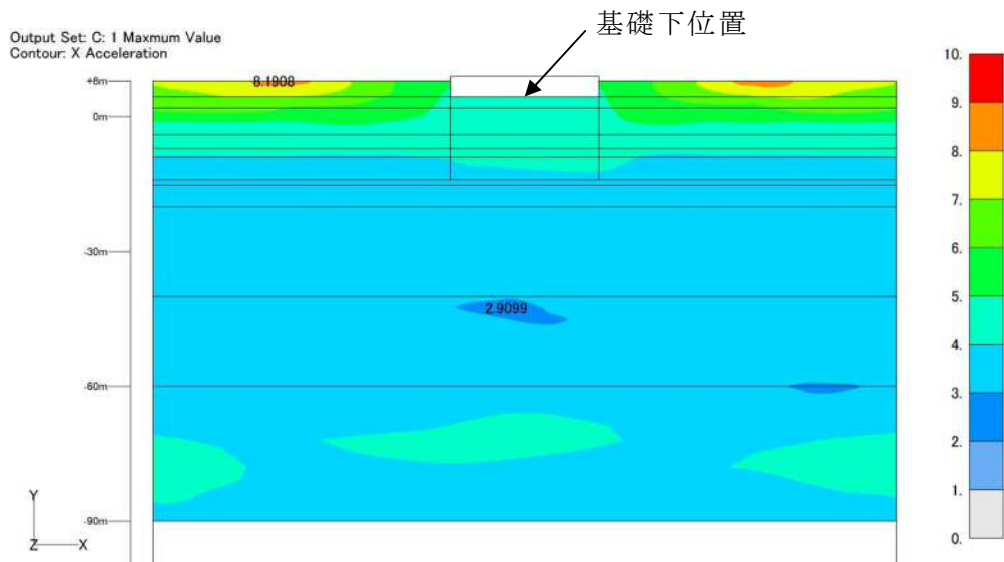


図 2-3-11 2次元 FEM モデル図 (改良体周辺)

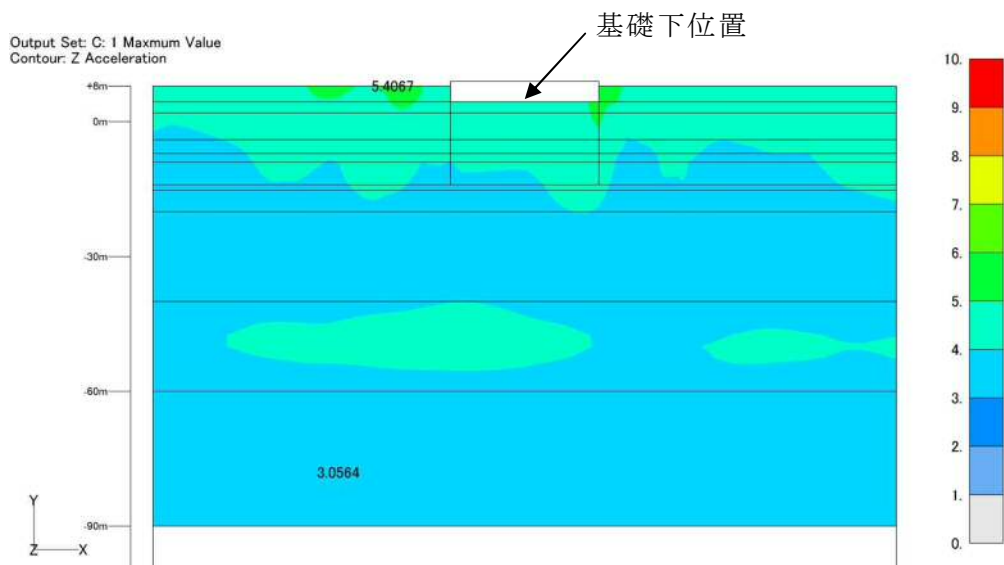
(3) 解析結果

a. 2次元 FEM による解析結果

2次元 FEM による最大加速度の解析結果（コンタ図）を，図 2-3-12 に示す。
基礎下位置では最大加速度が水平方向に一様に分布しており，側方地盤による影響をほとんど受けていないことが分かる。



(a) 水平成分（単位：m/s²）



(b) 鉛直成分（単位：m/s²）

図 2-3-12 最大加速度の解析結果（コンタ図）

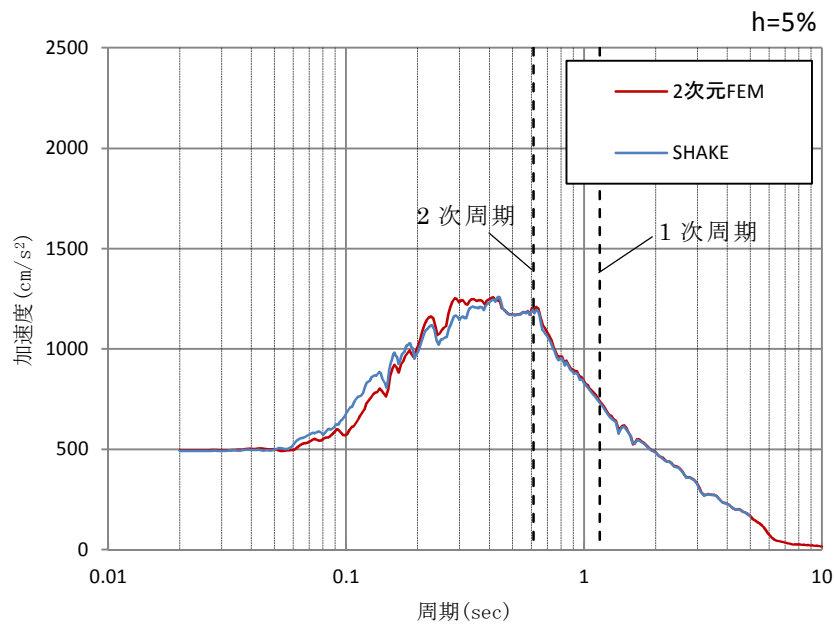
b. 2次元 FEM と SHAKE による結果の比較

2次元 FEM と SHAKE により求めた基礎下位置の入力地震動の最大加速度の比較を表 2-3-9 に示す。最大加速度の差は水平方向、鉛直方向共に非常に小さいことが分かる。

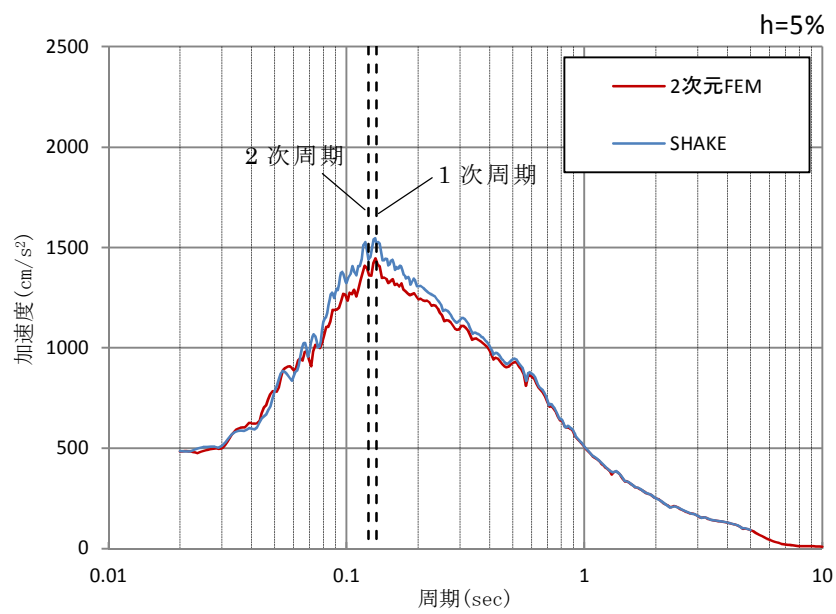
また、求めた入力地震動の加速度応答スペクトルの比較を図 2-3-13 に示す。水平方向について、主排気筒の固有周期は 1 次で 1.164 秒、2 次で 0.614 秒であり、この周期帯では 2次元 FEM と SHAKE による結果はほぼ一致する。鉛直方向について、排気筒の固有周期は 1 次で 0.134 秒、2 次で 0.124 秒であり、この周期帯では SHAKE による結果が、2次元 FEM による結果を上回っている。

表 2-3-9 2次元 FEM と SHAKE による結果の比較（最大加速度）

	加速度(cm/s ²)	
	2次元FEM	SHAKE
水平	494.448	491.526
鉛直	-483.613	-484.951



(a) 水平方向



(b) 鉛直方向

図 2-3-13 2次元 FEM と SHAKE による結果の比較 (加速度応答スペクトル)

2.4 地震応答解析モデル

2.4.1 主要部材断面の仕様

主排気筒の筒身及び鉄塔の主要部材断面の仕様を、図 2-3-1 に示す。

EL.		単位：mm					
EL.	筒身	主柱材	斜材	水平材	補強主柱材	補強斜材	補強水平材
EL. 148000	φ4532.0×16.0 SS400	—	—	—	—	—	—
EL. 125543		—	—	—	—	—	—
EL. 112205		—	—	—	φ406.4×19.0 STK400	φ355.6×12.7 STK400	φ355.6×6.4 STK400
EL. 95432		φ406.4×6.4 STK400	φ355.6×6.4 STK400	φ355.6×6.4 STK400	φ508.0×19.0 590材	φ355.6×12.7 STK400	φ355.6×6.4 STK400
EL. 75444		φ406.4×12.7 STK400	φ457.2×6.4 STK400	φ457.2×6.4 STK400	φ508.0×19.0 590材	φ457.2×12.7 STK400	φ457.2×6.4 STK400
EL. 52618		φ558.8×12.7 STK400	φ508.0×6.4 STK400	φ508.0×6.4 STK400	φ609.6×19.0 590材	φ508.0×12.0 STK400	φ508.0×6.4 STK400
EL. 26257		φ812.8×12.7 STK400	φ508.0×6.4 STK400	φ508.0×6.4 STK400	φ812.8×19.0 590材	φ508.0×12.0 STK400	φ508.0×6.4 STK400
EL. 8500		φ1016.0×12.7 STK400	φ508.0×6.4 STK400	φ508.0×6.4 STK400	φ1016.0×19.0 590材	φ558.8×19.0 590材	φ508.0×6.4 STK400

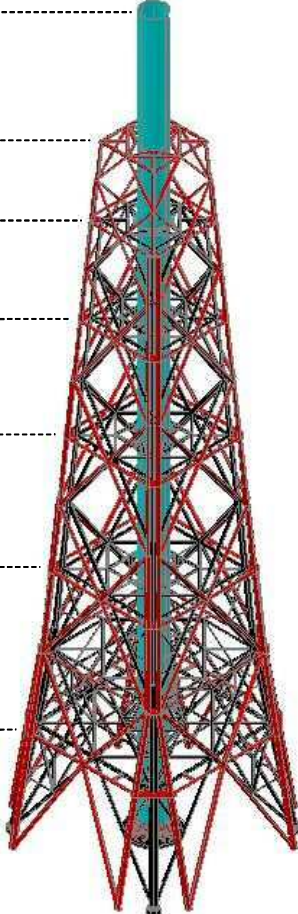


図 2-4-1 主排気筒の筒身及び鉄塔の主要部材断面の仕様

2.4.2 減衰定数

主排気筒の地震応答解析に用いる減衰定数は、原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG 4601-1987（（社）日本電気協会）の記載に基づき設定しており、筒身については溶接構造物として 1.0%を適用し、鉄塔についてはボルト及びリベット構造物として 2.0%を適用している。JEAG 4601-1987 の設計用減衰定数の抜粋を図 2-4-2 に引用する。

6.5.3 設計用減衰定数

「6.5.2 動的解析モデル」で述べた機器・配管系の動的地震応答解析には、次の値が用いられることが多い。

(1) S₁地震応答用

設 備	減衰定数 (%)
鉄筋コンクリート構造物 ^(注1)	5.0
建屋鉄骨構造物	2.0
溶接構造物	1.0
ボルト及びリベット構造物	2.0
配管 ^(注2)	0.5~2.5
空調用ダクト	2.5
ケーブルトレイ ^(注3)	5.0
ポンプ・ファン等の機械装置	1.0
電気盤 ^(注3)	4.0
液体の揺動	0.5
燃料集合体 (BWR)	7.0
燃料集合体 (PWR)	10.0~15.0
制御棒駆動機構 (BWR)	3.5
制御棒駆動装置 (PWR)	5.0
1次冷却設備 (PWR) ^(注5)	3.0

(2) S₂地震応答用

S₂地震応答用として(1)で示した S₁地震応答用の値が準用されている。

注 1) : 鉄筋コンクリート構造物の減衰定数

鉄筋コンクリート構造物の減衰定数は、この値が慣用的に使用されている。

注 2) : 配管設計用減衰定数^{(6.5.3-1), (6.5.3-2), (6.5.3-3), (6.5.3-4), (6.5.3-6)}

(1)において、配管設計用減衰定数を0.5~2.5%としているが、これは特定の条件が満たされるならば、表6.5.3-1に示す値を用いることができることを示すものである。

配管系の設計用減衰定数は、各振動モードについて一律に表6.5.3-1に示すとおりとする。ただし、適用条件を満たさないものについては、一律に0.5%とする。

また、PWR 炉内計装引出管については、次表及び適用条件にかかわらず2.5%とする。

図 2-4-2 JEAG 4601-1987 の設計用減衰定数の抜粋

2.4.3 ダンパの仕様の決定根拠

(1) ダンパの構造・特徴

a. オイルダンパの構造

オイルダンパは、ピストン両側の油圧室を連結する流路にオリフィス（固定絞り）が設けてあり、ピストンの往復動に対して減衰力が発生する仕組みになっている。また、オイルダンパに採用されている調圧弁は、ばねにより圧力と流量の関係を調整することで、ピストン速度に比例した線形の減衰力を発生する役割を果たしている。オイルダンパの内部機構概念図を、図 2-4-3 に示す。

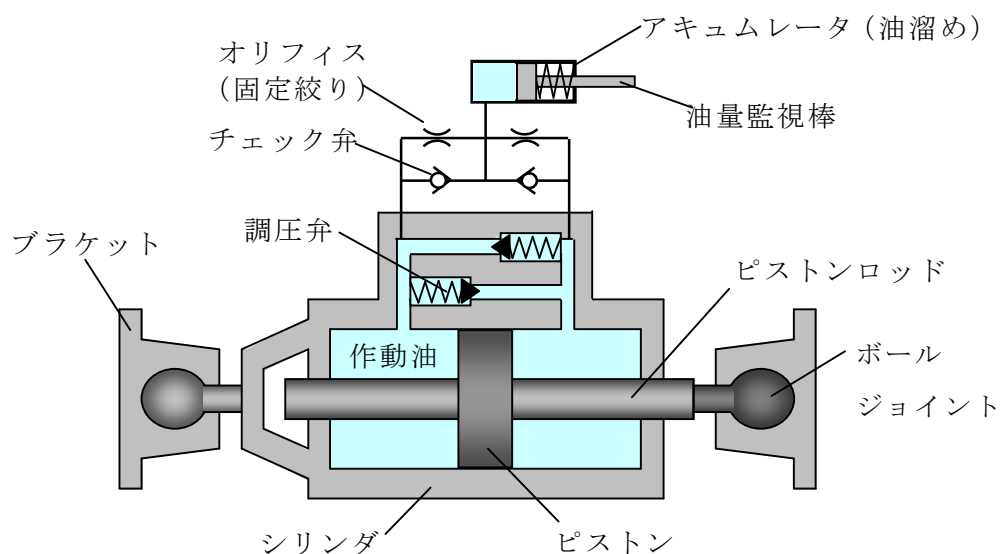


図 2-4-3 オイルダンパの内部機構概念図

b. 弾塑性ダンパの構造

弾塑性ダンパは、ハニカム開口を有する鋼材を塑性化させることによって荷重変形関係に履歴ループを描かせて、地震時の振動エネルギーを吸収する制振部材である。塑性変形部と接合部から構成され、地震時の荷重に対し、全長に渡って一様に塑性化するように形状を定めている。図 2-4-4 にハニカムダンパ外形を、図 2-4-5 にハニカムダンパ外観を示す。

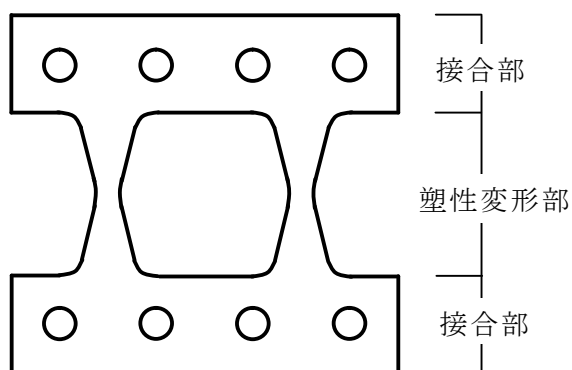


図 2-4-4 ハニカムダンパ外形

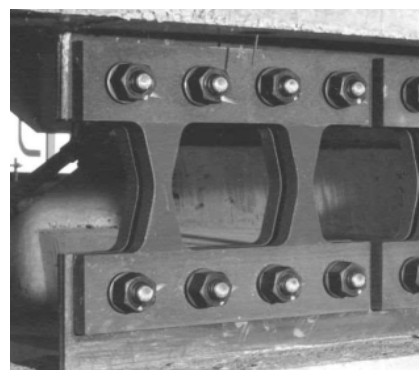


図 2-4-5 ハニカムダンパ外観

c. ダンパの設置状況

主排気筒に設置するオイルダンパの接続状況図を図 2-4-6 に、弾塑性ダンパの接続状況図を図 2-4-7 に示す。

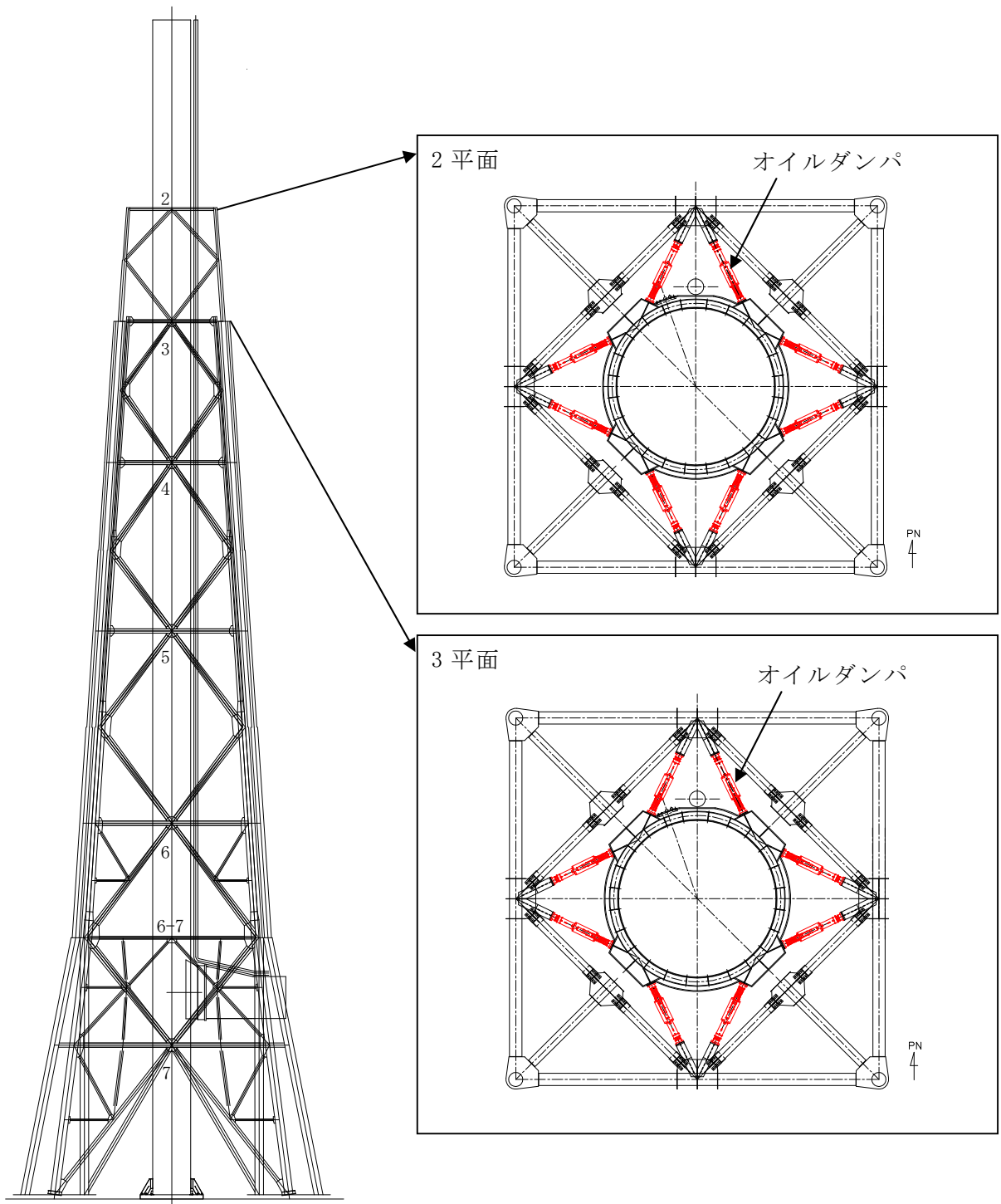


図 2-4-6 オイルダンパの接続状況図

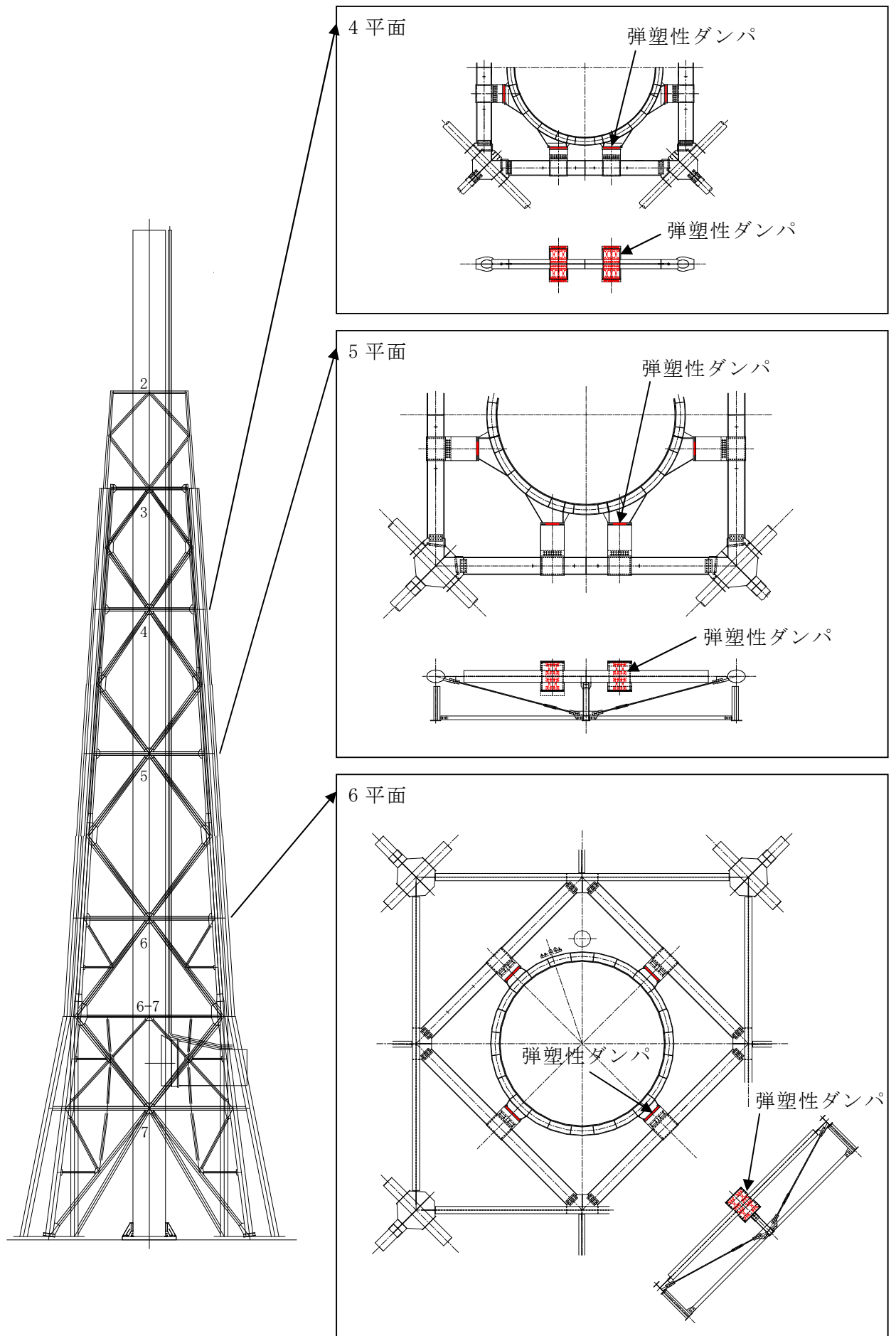


図 2-4-7 弾塑性ダンパの接続状況図

c. ダンパの特徴，決定根拠

耐震設計審査指針改定時の耐震裕度向上工事において，基礎補強をせずに耐震裕度を向上させる工法として，主排気筒の上部構造を制振構造とする対策を採用した。

この際，ダンパの設置段数など，パラメータスタディを行った結果，オイルダンパをメインとした制振構造とする設計を採用することとし，鉄塔一筒身間の相対変位を大きく取り，オイルダンパを効果的に機能させる構造とするため，鉄塔上部（1，2平面）を撤去した。

また，鉄塔一筒身間の相対変位が比較的小さい下部については，弾塑性ダンパを設置し，制振効果が最大に得られるようにチューニングを行った。弾塑性ダンパは，風荷重に対して概ね弾性範囲にあるように部材設計を行い，地震時においては，弾塑性ダンパが塑性化して鉄塔一筒身間の相対変位（オイルダンパの変位量）が増大して，オイルダンパが効果的に機能する設計としている。

オイルダンパと弾塑性ダンパの特徴を，表 2-4-1 に示す。

新規制基準の施行後においては，新たに竜巻荷重に対する耐性が要求されたことにより，現状の筒身の突出し量では，筒身上部が損傷する可能性があるため，鉄塔（2平面）を再度かさ上げする対策を取ることとした。既存部分のダンパについては，前回の設計をそのまま踏襲することとし，かさ上げした2平面については，地震動の増大を踏まえて新たなオイルダンパを追設し，鉄塔部の補強と合わせて，地震に対する耐性を確保することとした。

表 2-4-1 オイルダンパ及び弾塑性ダンパの特徴

	オイルダンパ	弾塑性ダンパ
強風時	ダンパとしては機能せず，風の強さに応じ静的に伸びる若しくは縮む	通常強度部材として応力伝達
小地震時	伸縮し地震動を減衰	通常強度部材として応力伝達
大地震時	伸縮し地震動を減衰	変形し地震エネルギーを吸収

(3) ダンパの仕様

a. オイルダンパの仕様

オイルダンパ 1 台当たりの仕様を表 2-4-2 に示す。主排気筒には、1 平面当たり 8 台のオイルダンパを設置しており、 0° 方向、 45° 方向に対して、それぞれ 4 台ずつ荷重を負担する設計としていることから、地震応答解析モデルに使用する各平面のオイルダンパの諸元は表 2-4-3 に示すとおりとなる。

表 2-4-2 オイルダンパ設計仕様値 (1 台当たり)

項目	仕様値
減衰係数 C ($\times 10^6 \text{N} \cdot \text{s/m}$)	0.625
剛性 K ($\times 10^5 \text{kN/mm}$)	1.1
最大仕様速度 V_M (m/s)	1.20
最大許容荷重 F_M (kN)	1000
ストローク (mm)	± 200
取付長 (mm)	1890

表 2-4-3 地震応答解析モデルに使用する各平面のオイルダンパの諸元 (0° , 45°)

設置レベル EL. (m)	減衰係数 ($\times 10^6 \text{N} \cdot \text{s/m}$)	剛性 ($\times 10^5 \text{N/mm}$)	許容速度 (m/s)	許容変位 (mm)
125.543	2.5	4.4	1.20	± 200
112.205	2.5	4.4	1.20	± 200

b. 弾塑性ダンパの仕様

弾塑性ダンパの材料は、建築構造用低降伏点鋼材 BT-LYP225 であり、本材料については、構造方法又は建築材料について、建築基準法第 68 条の 26 第 1 項の規定に基づき、建築基準法第 37 条第 2 号の規定に適合するものであることを建設大臣から認められている。建築構造用低降伏点鋼材 BT-LYP225 の大臣認定書を図 2-4-8 に示す。

また、弾塑性特性については、日本建築センターに一般評定の申込みを行い、審議を受けた結果、妥当なものと評定されている。評定書の件名は「ハニカム開口を有する鋼板ダンパ(ハニカムダンパ)」(BCJ 評定-ST0186-02)であり、この評定書の中の「1-2-2 設計用特性」に、Tri-linear 型の復元力特性が示されており、復元力特性の設定が妥当であると一般評定で認められている。弾塑性ダンパの日本建築センター評定書を図 2-4-9 に示し、復元力特性の設定に関する記載箇所の抜粋を図 2-4-10 に示す。

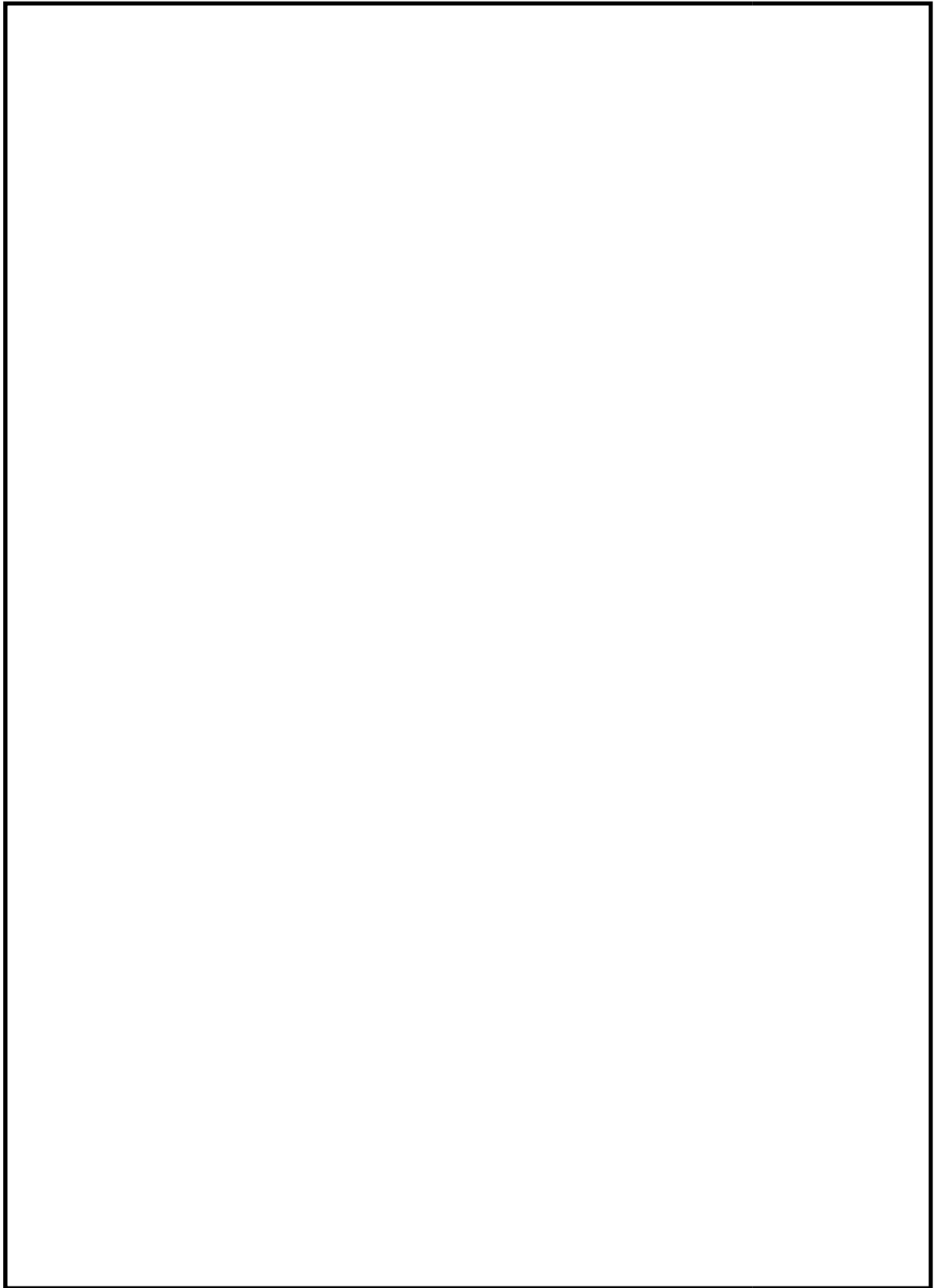


図 2-4-8 建築構造用低降伏点鋼材 BT-LYP225 の大臣認定書

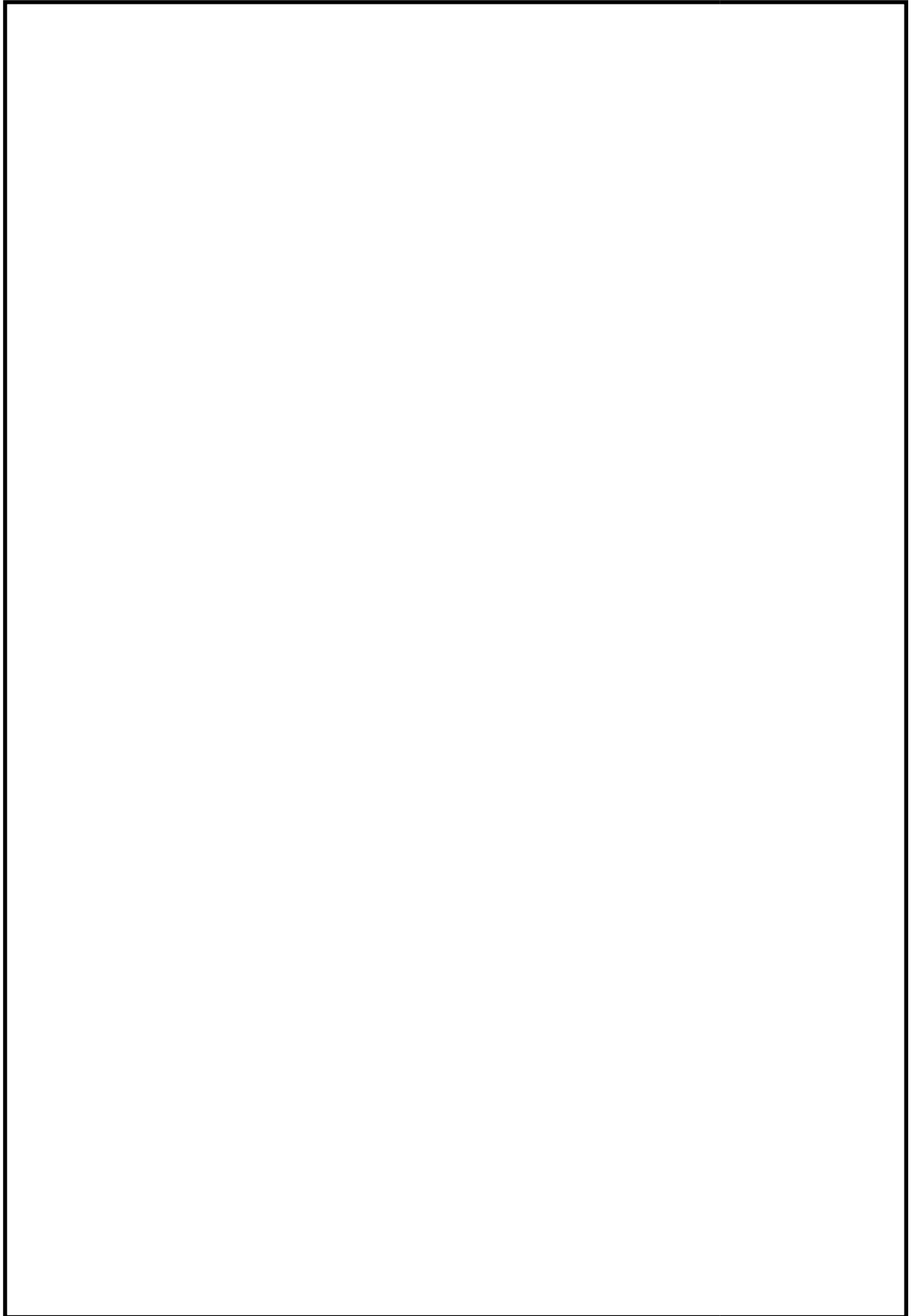


図 2-4-9 弾塑性ダンパの日本建築センター評定書

1-2-2 設計用特性

(1) 復元力の骨格曲線

ハニカムダンパの設計用復元力特性として、荷重-変形の骨格曲線をTri-linear型でモデル化する(図3)。ダンパ1枚の特性は、1歯当たりの特性値を歯数倍することとする。折点荷重と剛性の評価式を表4に示す。

表4 ハニカムダンパの特性値

	面内方向	面外方向
第1折点荷重 (kN) Q_1	$0.0005b_0t\sigma_1$	$0.0015b_0t^2\sigma_1/H$
第2折点荷重 (kN) Q_2	$1.6Q_1$	←
第1剛性 (kN/mm) K_1	$2.94t$	$51.5t^3/H^2$
第2剛性 (kN/mm) K_2	$0.1K_1$	←
第3剛性 (kN/mm) K_3	$0.005K_1$	←

ここで、 b_0 :ダンパ部中央部の幅(mm)、 t :板厚(mm)、 H :塑性変形部高さ(mm)

σ_1 :鋼材の材料強度の基準強度 $F \times 1.1 = 225 \text{ (N/mm}^2\text{)}$ とする。

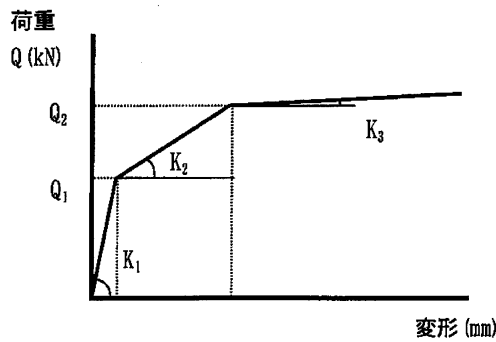


図3 ハニカムダンパの弾塑性特性(骨格曲線)

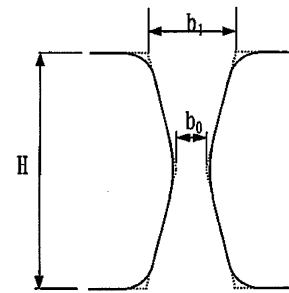


図4 塑性変形部の形状

図 2-3-10 復元力特性の設定に関する記載 (1/2)

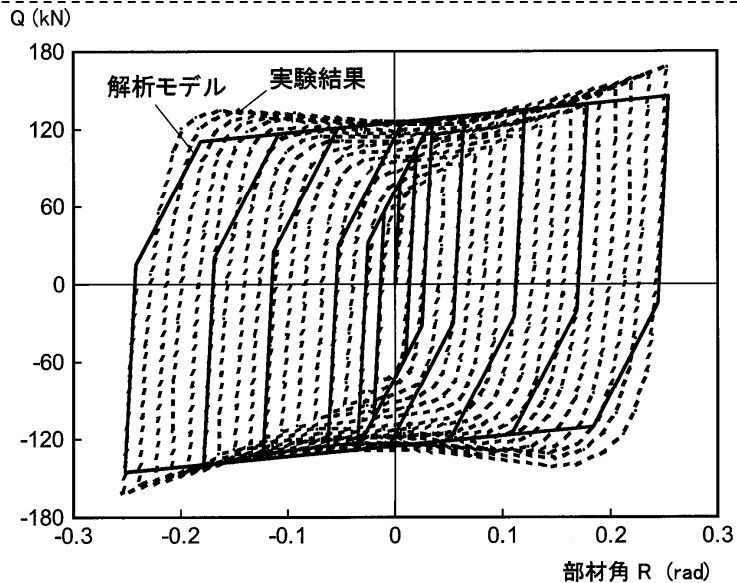


図 2-4-10 復元力特性の設定に関する記載 (2/2)

(4) ダンパの材料特性のばらつき

a. オイルダンパのばらつき

オイルダンパは油の粘性に期待しない流体抵抗を利用しているため、温度依存性が小さいことが特徴である。図 2-4-11 は、同種のオイルダンパの試験結果の例*であり、温度変化による減衰係数の変動幅は±10%に収まっている。また、荷重レベルが大きいほど、温度が高くなるほど安定した特性となることが分かる。

なお、東海第二のオイルダンパは、図 2-4-11 の実験で使用したオイルダンパと同型であるが、バルブのバネの設定を変更し、減衰定数を調整している。しかし、温度による性能変動は内部のオイルの特性に起因するため、図 2-3-11 に示す温度依存性の試験結果をそのまま適用することは可能である。

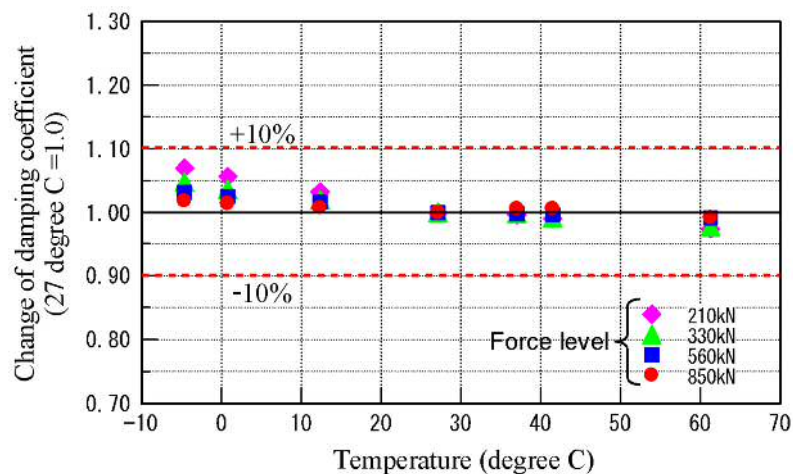


図 2-4-11 温度依存性の実験結果の例*

オイルダンパの性能変動に影響を及ぼす要因として、上述の温度変化の他に製品を製造する際の製造機差がある。製造機差については、製品の発注段階において、製造機差が±10%以内に収まることをクライテリアとして要求することで、変動幅を制御することとする。

以上を踏まえ、主排気筒の地震応答計算書では、オイルダンパのばらつきとして、温度変化による減衰係数の変動幅を±10%、製品を製造するときの製造機差を±10%として考慮し、オイルダンパのトータルの性能変動を±20%に設定する。

注 * : Ryuu Shimamoto, Takafumi Hiraki, Fukashi Mori, Eiji Ohara and Haruhiko Kurino, “Seismic-upgrading of Existing Stacks by Structural Control using Oil Dampers” 19th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT19), Toronto, Canada, August 12-17 2007 K17/1-2

b. 弾塑性ダンパのばらつき

弾塑性ダンパの性能変動に影響を及ぼす要因として、弾塑性ダンパを制作するための鋼材の降伏点のばらつきがある。降伏点の範囲は、 $225 \pm 20 \text{ N/mm}^2$ の幅（ 40 N/mm^2 ）で管理することとしており、この変動幅として $\pm 10\%$ を考慮する必要がある。

以上を踏まえ、主排気筒の地震応答計算書では、弾塑性ダンパのばらつきとして、鋼材の降伏点のばらつきの $\pm 10\%$ を考慮する。

2.4.4 質点系モデルの設定方法

(1) 耐震補強を踏まえた質点系モデルの変更内容

主排気筒の耐震補強を踏まえ、以下に記載する項目について、従来の質点系モデルに変更を加える必要がある。

- ① 耐震補強による質量増加
- ② 鉄塔剛性の増加
- ③ 部材の追加（鉄塔の1段かさ上げ及びオイルダンパの追加設置）

これらの変更項目を踏まえた、質点系モデルの設定方法を以下に示す。

a. 質点重量の設定方法

- ・筒身頂部及び鉄塔支持平面に質量分散する。なお、筒身部2断目の質点については、建設当時の鉄塔最上段レベルの位置として、質点を設ける。
- ・質点重量は、質点間の筒身若しくは鉄塔の重量を半分に分けて上下に振り分けて算定する。主排気筒の構造と質点系モデルの対応を図2-4-12に示す。

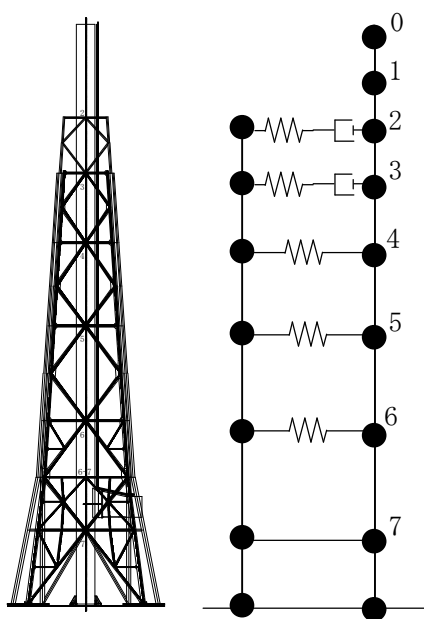


図 2-4-12 主排気筒の構造と質点系モデルの対応

b. 剛性の設定方法

- ・筒身部

円筒構造のため、断面積，断面二次モーメントを幾何学的に算出し，曲げ剛性，せん断剛性を算定する。

- ・鉄塔 2～6 平面間

建築学会「塔状鋼構造設計指針・同解説（（社）日本建築学会，1980）」に準拠した曲げ剛性，せん断剛性を算定する。

・ 6 平面～鉄塔基部間

建築学会「塔状鋼構造設計指針・同解説（（社）日本建築学会，1980）」に準拠した曲げ剛性，せん断剛性を，補強前後のモデルでそれぞれ算定し，剛性の差分値（耐震補強による剛性の増分）を既工認の 6 平面～鉄塔基部間モデルに加算する。

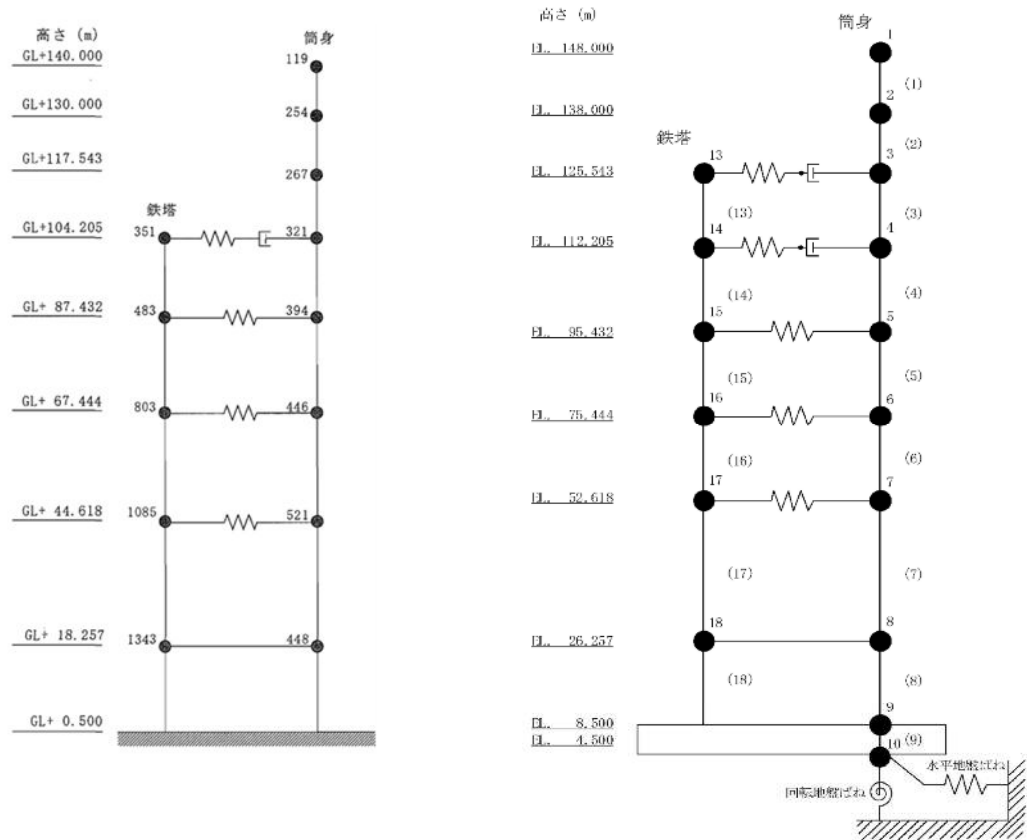
c. 部材の追加

鉄塔の 1 段かさ上げ及びオイルダンパの追加設置の内容を，既工認モデルに追加する。

以上の設定を踏まえて作成した質点系モデルについて，既工認モデルと今回工認モデルの比較図を図 2-4-15 に，既工認モデルと今回工認モデルの諸元の比較を表 2-4-4 に示す。

(2) 作成したモデルの妥当性確認

上記手順で作成した質点系モデルと鉄塔部の 3 次元モデルのそれぞれの固有値解析の結果を比較し，1 次固有振動数に大きな差異が無いことを確認している。



(a) 既工認モデル (b) 今回工認モデル

図 2-4-15 地震応答解析モデルの比較図

表 2-4-4 既工認モデルと今回工認モデル諸元の比較

高さ m EL.	質点 番号	質点重量 kN W	要素 番号	主排気筒既工認モデル				主排気筒今回工認モデル					
				せん断断面積 m ²		断面2次モーメント m ⁴		せん断断面積 m ²		断面2次モーメント m ⁴			
				A _{sNS}	A _{sEW}	I _{NS}	I _{EW}	A _{sNS}	A _{sEW}	I _{NS}	I _{EW}		
148.000	1	141											
138.000	2	299	(1)	0.1135	0.1135	0.5787	0.5787						
125.543	3	333	(2)	0.1135	0.1135	0.5787	0.5787						
112.205	4	379	(3)	0.1135	0.1135	0.5787	0.5787						
95.432	5	466	(4)	0.1135	0.1135	0.5787	0.5787						
75.444	6	527	(5)	0.1135	0.1135	0.5787	0.5787						
52.618	7	616	(6)	0.1135	0.1135	0.5787	0.5787						
26.257	8	531	(7)	0.1135	0.1135	0.5787	0.5787						
8.500	9	42,900	(8)	0.1135	0.1135	0.5787	0.5787						
4.500	10	41,200	(9)	500.0	500.0	80,000	80,000						
				—	—	—	—						
125.543	13	339	(13)	—	—	—	—	0.04249	0.04249	2.9450	2.9450		
112.205	14	937	(14)	0.02176	0.02176	1.9500	1.9500	0.06424	0.06424	1.0850	1.0850		
95.432	15	1,443	(15)	0.02666	0.02666	5.1310	5.1310	0.07755	0.07755	18.5100	18.5100		
75.444	16	1,854	(16)	0.02949	0.02949	12.8400	12.8400	0.08417	0.08417	33.5200	33.5200		
52.618	17	2,705	(17)	0.02946	0.02946	19.9300	19.9300	0.10000	0.10000	63.3900	63.3900		
26.257	18	3,383	(18)	0.4917	0.4917	82,140.0	82,140.0	2.06000	2.06000	328,200.0	328,200.0		
総重量		98,053											

□ : 既工認モデルからの変更箇所

2.4.5 薄層要素法による地盤ばねの設定

(1) 解析法

3次元薄層要素法では、地盤を図 2-4-16(a)のように半無限で3次元の広がりを持つ深さ方向に離散化した平行成層の弾性体であると仮定する。この時、水平方向の波動伝播については、無限遠までの影響を考慮した解析解を得ることができる。一方、深さ方向には、離散化された層内での変形は線形であると仮定する。これらをもとに、杭各部を加振した時の地中内各部の変位を算定する。これに杭の剛性を考慮することにより、杭各部での力と変形を関係づける剛性マトリクスが定まる。この剛性マトリクスをもとにして同図(b)のように杭頭での加振力と変形関係を算定し、杭―地盤連成系の地盤ばねとして定める。



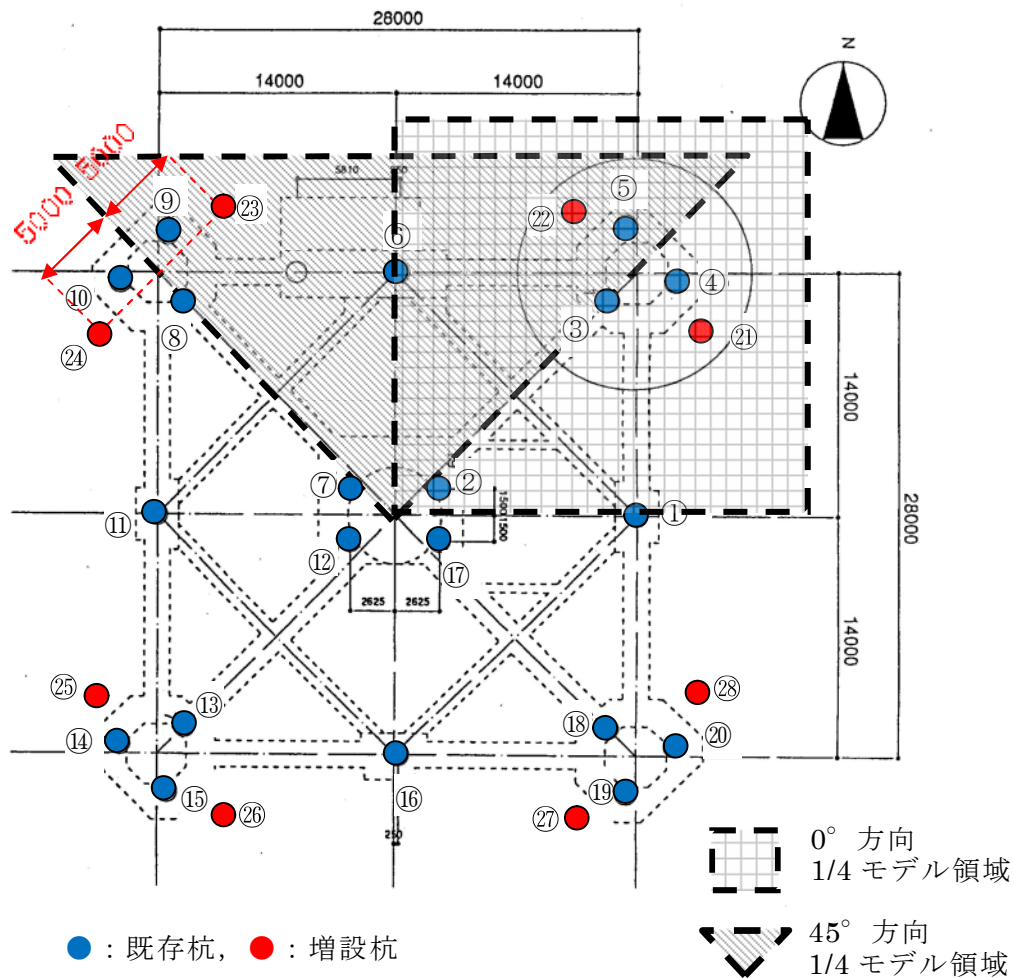
(a) 半無限成層と仮定された地盤

(b) 群杭―地盤系の杭頭位置で加振し変形を算定

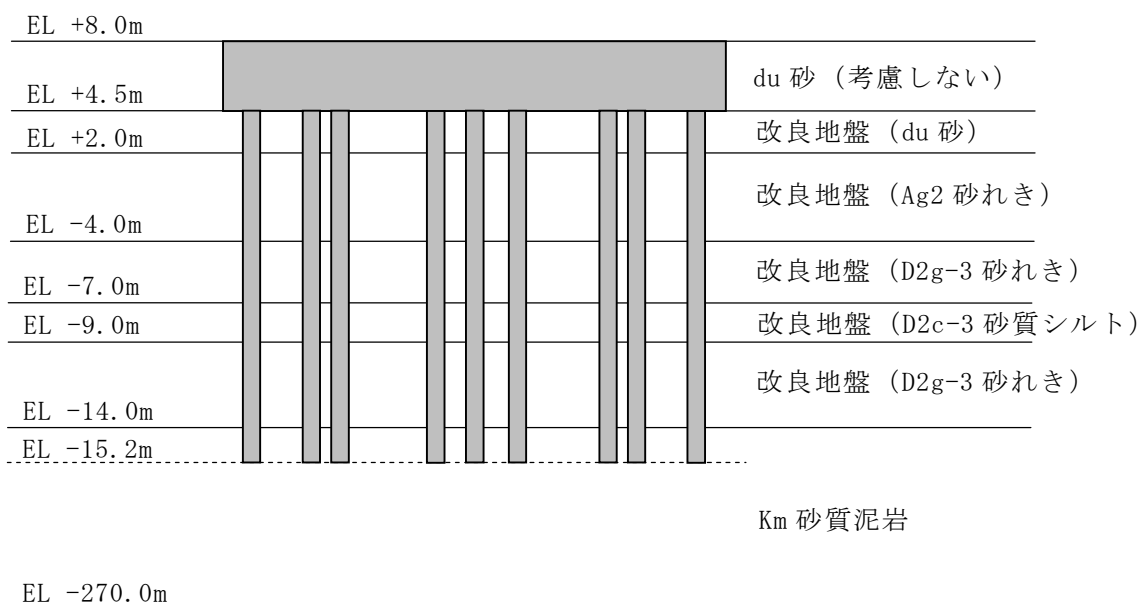
図 2-4-16 薄層要素法による杭―地盤連成系による地盤ばねの評価法

(2) 薄層要素法の解析モデル

薄層要素法を用いて地盤ばねを算定する際の杭位置と地盤モデルを、図 2-3-11 に示す。群杭は、杭配置の対称性を考慮して 1/4 モデル（図 2-4-17(a)の破線で囲んだ領域）で計算する。また地盤定数は、それぞれの地震動入力時の地盤応答計算によって得られた等価物性値を用いる。



(a) 杭位置

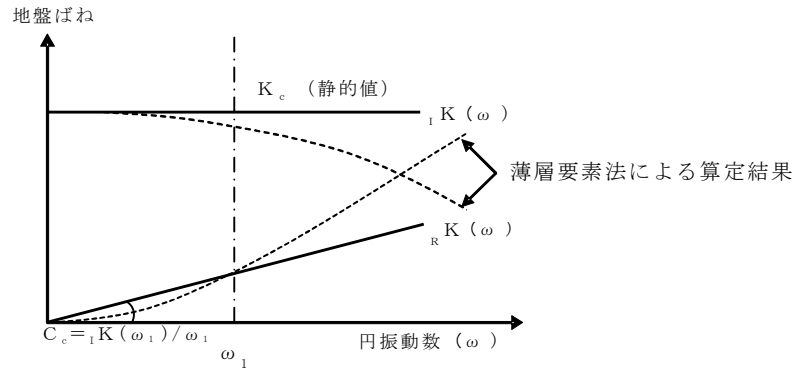


(b) 地盤モデル

図 2-4-17 薄層要素法を用いて地盤ばねを算定する際の杭位置と地盤モデル

(3) 地盤ばねの算定

薄層要素法で算定される動的地盤ばねは振動数に依存した値として得られる。これをもとに、上部構造に組み込む際には、ばね定数と減衰係数からなる地盤ばねとする。地盤ばねの評価方法を、図 2-4-18 に示す。



ばね定数：0.2Hz で定式化

減衰係数：連成系の 1 次固有円振動数 ω_1 に対応する虚部の値と原点とを結ぶ直線の傾き C_e で定式化

図 2-4-18 地盤ばねの評価方法

3. 主排気筒の上部構造物の耐震計算

3.1 応力解析モデル及び手法の比較

東海第二発電所の主排気筒の応力解析モデル及び手法の比較を、表3-1-1に示す。また、今回工認時の応力解析モデルを図3-1-1に示す。

比較に用いる既工認時の応力解析モデル及び手法は、建設当時（認可）と耐震設計審査指針の改訂時（届出）のものである。

表 3-1-1 応力解析モデル及び手法の比較 (主排気筒の上部構造物) (1/2)

項目	内容	建設当時*1 (認可)	耐震設計審査指針の改訂時*2 (届出)	今回工認 (認可)	備考
解析手法		3次元フレームモデルを用いた応力解析	3次元フレームモデルを用いた応力解析	・同左	—
解析コード		・鉄塔支持型煙突計算プログラム	・MSC NASTRAN Ver. 2008. 0. 0	・同左	—
モデル	材料物性	検討時の各規準に基づき設定 ・鋼材のヤング係数, ポアソン比 $E_s=2100\text{tf/cm}^2$ $\nu=0.3$	・検討時の各規準に基づき設定 ・鋼材のヤング係数, ポアソン比 $E_s=205000\text{N/mm}^2$ $\nu=0.3$	・同左	—
	要素種別	・梁要素	・同左	・同左	—
	境界条件	・筒身脚部 (EL. 8. 5m) を移動および回転固定 ・鉄塔脚部 (EL. 8. 5m) を移動固定	・筒身脚部 (EL. 8. 5m) を移動および回転固定 ・鉄塔脚部 (EL. 8. 5m) を移動固定	・同左	—
	非線形特性	・考慮せず	・同左	・同左	—
	モデル化の対象	・主排気筒上部構造物	・同左	・同左	—
地震荷重との組合せ		荷重状態① : G+K G : 固定荷重 K : 地震荷重 荷重状態② : G+W W : 風荷重	荷重状態① : G+K G : 固定荷重 K : 地震荷重*3 荷重状態② : G+W W : 風荷重*3	荷重状態 : G+K+W G : 固定荷重 K : 地震荷重*3 W : 風荷重*3	(1)
荷重の設定	固定荷重+積載荷重	・筒身, 鉄塔及び配管等の重量	・同左	・同左	—
	積雪荷重	・主排気筒は雪が積もりにくい構造のため考慮しない。	・同左	・同左	—
	地震荷重	・別途多質点系梁モデルを用いた時刻歴応答解析から得られた最大せん断力及び曲げモーメントを節点荷重として入力	・同左	・同左	—
	風荷重	・検討時の建築基準法に規定の風荷重を節点荷重として入力	・同左	・同左	—

表 3-1-1 応力解析モデル及び手法の比較（主排気筒の上部構造物）（2/2）

項目	内容	建設当時* ¹ (認可)	耐震設計審査指針の改訂時* ² (届出)	今回工認 (認可)	備考
評価 方法	線形応力解析	・部材の発生応力度が部材の弾性限界を超えない事を確認	・同左	・同左	—

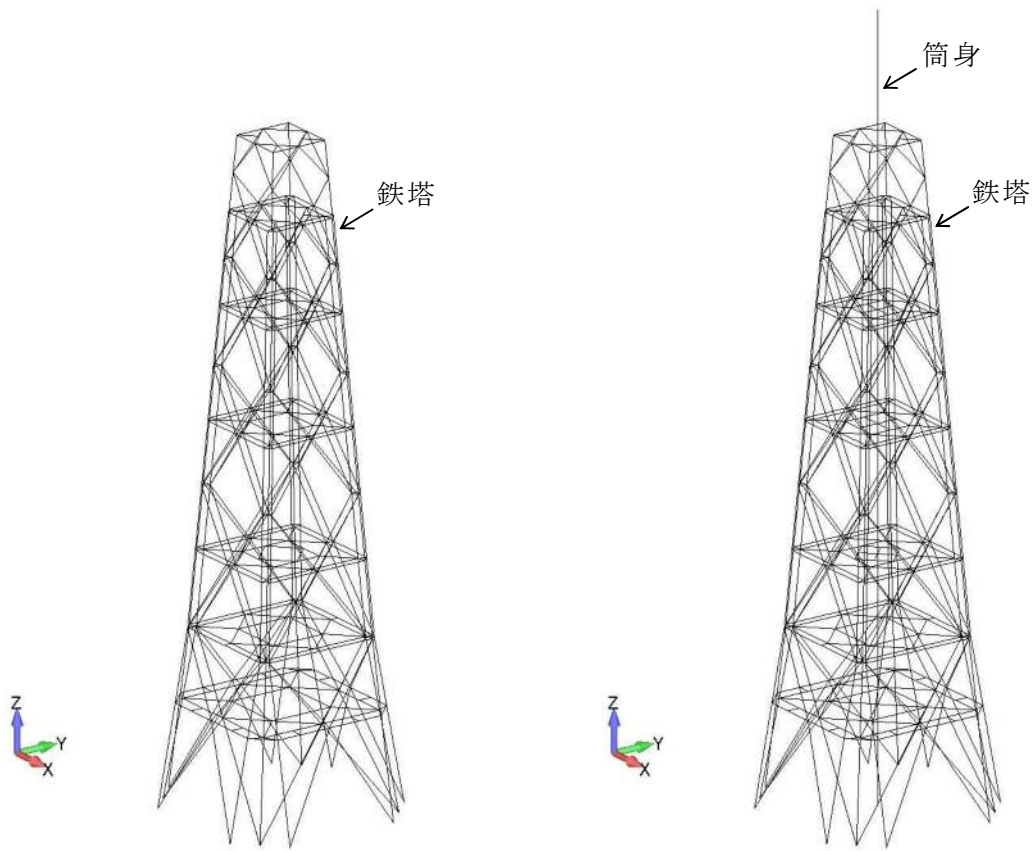
注記 *1：東海第二発電所『既工事計画認可申請書第7回 資料Ⅲ-2-1「申請設備にかかわる耐震設計の基本方針」、資料Ⅲ-2-5「排気筒の耐震性についての計算書」(49資庁第14239号 昭和49年7月22日認可)』

*2：東海第二発電所『既工事計画届出書 添付書類Ⅳ-1-2「主排気筒の耐震性についての計算書」(発室発第583号 平成21年3月9日届出)』

*3：地震荷重については、2軸の質点系モデル（応力伝達考慮）による地震応答解析により鉄塔と筒身の応答が分離して出力される。このため、各応答に対する部材応力評価モデルとして、鉄塔については、トラス構造の各部材の応力を計算するため鉄塔のみの立体骨組モデルを使用し、筒身については1本の連続梁とみなして手計算を実施する。風荷重については、鉄塔－筒身間の応力伝達を評価するため、鉄塔と筒身をモデル化する。両者の応力伝達を担うダンパ部について、オイルダンパは風荷重（静的荷重）に対して効かないためモデル化せず、弾塑性ダンパは風荷重に対して塑性変形しない設計としているため、鉄塔－筒身間の応力伝達部材の一部としてモデル化する。（補足-370-4「5.1 主排気筒（上部構造物）」参照）

具体的な反映事項（表の備考欄に対応）

(1) 地震荷重と風荷重の組合せを考慮した。地震と重畳させる風荷重の算出の際には、ガスト影響係数を1.0に設定。



(a) 地震荷重による応力評価用モデル

(b) 風荷重による応力評価用モデル

図 3-1-1 応力解析モデル図 (主排気筒の上部構造物)

3.2 既設鉄塔と補助鉄塔の接続部の評価

3.2.1 接続部の構造図

既設鉄塔と補助鉄塔は、水平材のつなぎ材と支柱材のつなぎ材で接続する構造としている。また、解析モデル上は、水平材のつなぎ材は両端ピン接合とし、支柱材のつなぎ材は両端剛接合としている。7 平面における接続部の構造図を図 3-2-1 に示す。

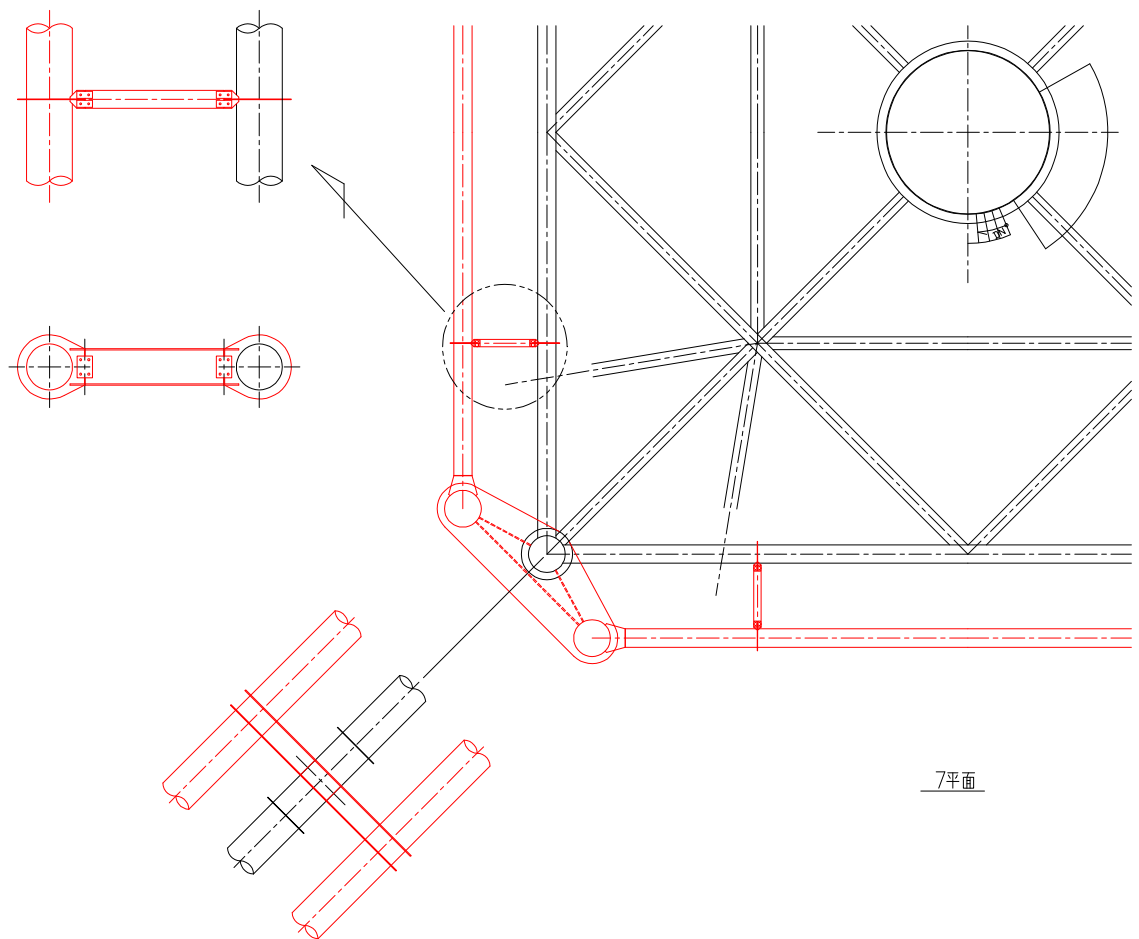


図 3-2-1 7 平面における接続部の構造図

3.2.2 接続部の評価結果

水平材のつなぎ材と支柱材のつなぎ材の評価結果を、表 3-2-1 及び表 3-2-2 に示す。なお、本部材については、現地での据付の際に現場合わせて構造を変更する必要があることから、今後寸法や材質が変更になる可能性がある。ただし、寸法や材質を変更する場合でも、現状の評価結果を上回る条件への変更とすることから、当該部材の耐震計算に問題が生じることはない。さらに、当該部材は短尺であり、全体重量に比べて重量が小さいことから、これらの変更は耐震計算に含まれる裕度に包含されるため問題ない。

また、これらのつなぎ材は当該部材については、主排気筒の鉄塔の構造を決める部材ではなく、部材の厚さを厚くするか、強度の高い材質を使用することにより、裕度の高い設計を行うことが可能な部材である。このため、耐震計算書に記載する評価部材の代表としては選定していない。

表 3-2-1 既設水平材と補助水平材のつなぎ材の断面評価

EL. Z (m)	断面形状	材質	断面性能								発生力					
			A (mm ²)	Zz (mm ³)	Zy (mm ³)	Asy (mm ²)	Asz (mm ²)	iz (mm)	iy (mm)	ℓ (mm)	λ	N (kN)	Mz (kN・m)	My (kN・m)	Qy (kN)	Qz (kN)
112.205	H-400x200x8x13	SS400	6668	147000	968000	4400	2268	46	170	1448.9	8.5	6	0	0	0	0
95.432	H-400x200x8x13	SS400	6668	147000	968000	4400	2268	46	170	1448.9	8.5	1	0	0	0	0
75.444	H-400x200x8x13	SS400	6668	147000	968000	4400	2268	46	170	1448.9	8.5	0	0	0	0	0
52.618	H-400x200x8x13	SS400	6668	147000	968000	4400	2268	46	170	1448.9	8.5	0	0	0	0	0
39.000	H-400x200x8x13	SS400	6668	147000	968000	4400	2268	46	170	1448.9	8.5	0	0	0	0	0
26.257	H-400x200x8x13	SS400	6668	147000	968000	4400	2268	46	170	2320.7	13.7	2	0	0	0	0

EL. Z (m)	断面形状	材質	発生応力					許容応力			応力度比	
			σ n (MPa)	σ bz (MPa)	σ by (MPa)	τ y (MPa)	τ z (MPa)	f _c (MPa)	f _{bz} (MPa)	f _s (MPa)	軸+曲げ (-)	せん断 (-)
112.205	H-400x200x8x13	SS400	0.9	0.0	0.0	0.0	0.0	257.9	258.5	149.2	0.01	0.00
95.432	H-400x200x8x13	SS400	0.2	0.0	0.0	0.0	0.0	257.9	258.5	149.2	0.01	0.00
75.444	H-400x200x8x13	SS400	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	257.9	258.5	149.2	0.00	0.00
52.618	H-400x200x8x13	SS400	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	257.9	258.5	149.2	0.00	0.00
39.000	H-400x200x8x13	SS400	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	257.9	258.5	149.2	0.00	0.00
26.257	H-400x200x8x13	SS400	0.3	0.0	0.0	0.0	0.0	257.0	258.5	149.2	0.01	0.00

表 3-2-2 既設主柱材と補助主柱材のつなぎ材の断面評価

EL. Z (m)	断面形状	材質	断面性能									発生力				
			A (mm ²)	Zz (mm ³)	Zy (mm ³)	Asy (mm ²)	Asz (mm ²)	iz (mm)	iy (mm)	ℓ (mm)	λ	N (kN)	Mz (kN・m)	My (kN・m)	Qy (kN)	Qz (kN)
112.205	BH-600x800x28x28	SS400	55850	12600000	5550000	14248	41600	260	199	1500.0	5.8	109	658	55	976	97
104.000	BH-600x800x28x28	SS400	55850	12600000	5550000	14248	41600	260	199	1500.0	5.8	7	316	22	398	30
95.432	BH-600x800x28x28	SS400	55850	12600000	5550000	14248	41600	260	199	1500.0	5.8	6	267	7	344	9
85.000	BH-600x800x28x28	SS400	55850	12600000	5550000	14248	41600	260	199	1500.0	5.8	2	342	27	446	35
75.444	BH-600x800x28x28	SS400	55850	12600000	5550000	14248	41600	260	199	1500.0	5.8	5	365	21	460	28
64.000	BH-600x800x28x28	SS400	55850	12600000	5550000	14248	41600	260	199	1500.0	5.8	13	418	34	551	45
52.618	BH-600x800x28x28	SS400	55850	12600000	5550000	14248	41600	260	199	1500.0	5.8	3	450	42	587	55
39.000	BH-600x800x28x28	SS400	55850	12600000	5550000	14248	41600	260	199	1500.0	5.8	348	598	30	793	31
26.257	BH-600x800x28x28	SS400	55850	12600000	5550000	14248	41600	260	199	6051.3	23.3	21	194	21	75	8
26.257	BH-600x800x28x28	SS400	55850	12600000	5550000	14248	41600	260	199	2636.5	10.1	76	236	34	159	27

EL. Z (m)	断面形状	材質	発生応力					許容応力			応力度比	
			σ n (MPa)	σ bz (MPa)	σ by (MPa)	τ y (MPa)	τ z (MPa)	f c (MPa)	f bz (MPa)	f s (MPa)	軸+曲げ (-)	せん断 (-)
112.205	BH-600x800x28x28	SS400	2.0	52.3	10.0	68.6	2.4	258.2	258.5	149.2	0.25	0.46
104.000	BH-600x800x28x28	SS400	0.2	25.1	4.0	28.0	0.8	258.2	258.5	149.2	0.11	0.19
95.432	BH-600x800x28x28	SS400	0.2	21.2	1.3	24.2	0.3	258.2	258.5	149.2	0.09	0.16
85.000	BH-600x800x28x28	SS400	0.1	27.2	4.9	31.4	0.9	258.2	258.5	149.2	0.13	0.21
75.444	BH-600x800x28x28	SS400	0.1	29.0	3.8	32.3	0.7	258.2	258.5	149.2	0.13	0.22
64.000	BH-600x800x28x28	SS400	0.3	33.2	6.2	38.7	1.1	258.2	258.5	149.2	0.15	0.26
52.618	BH-600x800x28x28	SS400	0.1	35.8	7.6	41.2	1.4	258.2	258.5	149.2	0.17	0.28
39.000	BH-600x800x28x28	SS400	6.3	47.5	5.5	55.7	0.8	258.2	258.5	149.2	0.23	0.37
26.257	BH-600x800x28x28	SS400	0.4	15.4	3.8	5.3	0.2	254.1	258.5	149.2	0.08	0.04
26.257	BH-600x800x28x28	SS400	1.4	18.8	6.7	11.2	0.7	257.6	258.5	149.2	0.10	0.08

4. 主排気筒の基礎の耐震計算

4.1 応力解析モデル及び手法の比較

東海第二発電所の主排気筒の基礎応力解析モデル及び手法の比較を、表4-1-1に示す。
また、今回工認時の応力解析モデルを図4-1-1に示す。

比較に用いる既工認時の応力解析モデル及び手法は、建設当時（認可）と耐震設計審査指針の改訂時（届出）のものである。

表 4-1-1 応力解析モデル及び手法の比較（主排気筒の基礎梁）

項目	内容	建設当時* ¹ (認可)	耐震設計審査指針の改訂時* ² (届出)	今回工認 (認可)	備考
解析手法		・梁の部材検討	・線材モデルを用いた応力解析	・3次元FEMモデルを用いた応力解析	(1)
解析コード		・なし(手計算)	・MSC NASTRAN Ver. 2001	・MSC NASTRAN Ver. 2013.1.1	—
モデル	材料物性	・コンクリート 圧縮 75 kg/cm ² (長期) 150 kg/cm ² (短期) せん断 7.25 kg/cm ² (長期) 10.875 kg/cm ² (短期)	・コンクリートのヤング係数: $E_c = 22.1$ kN/mm ² (SI換算) ・コンクリートのポアソン比: $\nu = 0.2$	・同左	—
	要素種別	・基礎梁 : 梁要素	・基礎梁 : 梁要素	・基礎梁 : シェル要素	(1)
	境界条件	・両端固定, 中央ピン支持	・全ての杭の位置にてピン支持	・同左	—
	非線形特性	・考慮せず	・同左	・同左	—
地震荷重との組合せ	荷重状態①: G+K G: 固定荷重 K: 地震荷重 荷重状態②: G+W W: 風荷重	・同左	荷重状態: G+K+W G: 固定荷重 K: 地震荷重 W: 風荷重	(2)	
荷重の設定	固定荷重	・基礎の自重及び上部構造物からの荷重	・同左	・同左	—
	地震荷重	・地震時の杭頭拘束モーメントを考慮	・上部構造からの地震荷重及び基礎部の付加荷重を考慮	・同左	—
	風荷重	・なし	・上部構造からの風荷重を考慮	・同左	—
評価方法	線形応力解析	・地震時の杭頭拘束モーメントによる発生応力が短期許容応力度を超えないことを確認	・地震荷重及び風荷重による発生応力が短期許容応力度を超えないことを確認	・地震荷重及び風荷重による発生応力が終局耐力を超えないことを確認	(3)

注記 *1: 東海第二発電所『既工事計画認可申請書第7回 資料Ⅲ-2-1「申請設備にかかわる耐震設計の基本方針」、資料Ⅲ-2-5「排気筒の耐震性についての計算書」(49資庁第14239号 昭和49年7月22日認可)』
*2: 東海第二発電所『既工事計画届出書 添付書類Ⅳ-1-2「主排気筒の耐震性についての計算書」(発室発第583号 平成21年3月9日届出)』

具体的な反映事項 (表の備考欄に対応)

- (1) 線材モデルから、より正確な応力照査が可能となるシェル要素に解析モデルを変更。
- (2) 地震荷重と風荷重の組合せを考慮した。地震と重畳させる風荷重の算出の際には、ガスト影響係数を1.0に設定。
- (3) 非常用ガス処理系配管及び非常用ガス処理系排気筒の間接支持構造物として、主排気筒基礎の終局耐力に対する評価を実施。

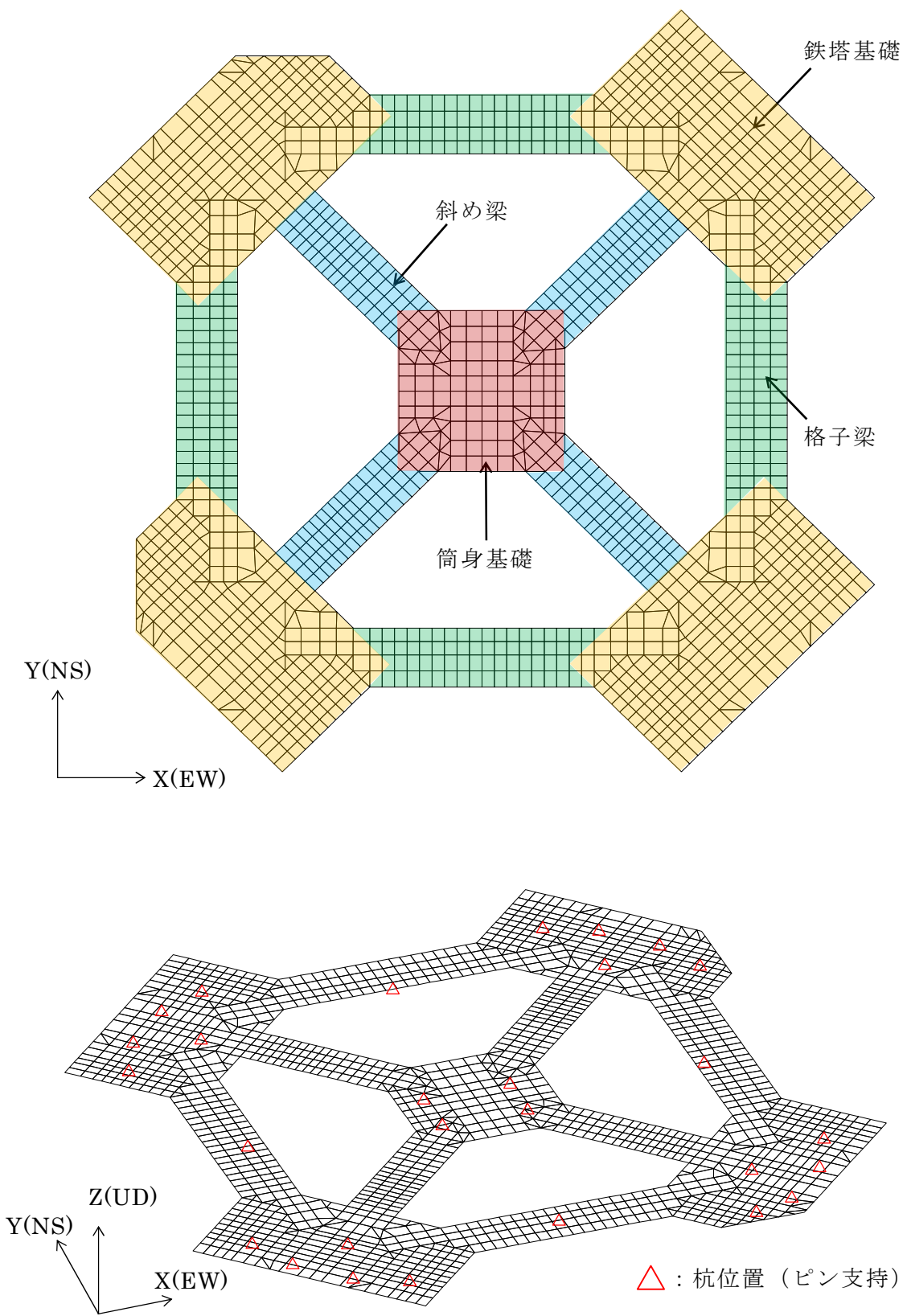


図 4-1-1 応力解析モデル

4.2 基礎の評価

4.2.1 評価断面の選定

基礎に作用する応力は、3次元FEMモデルを用いた弾性応力解析にて算定する。

解析モデルとしてモデル化する部材の範囲は、筒身基礎、鉄塔基礎及びそれらを連結する格子梁、斜め梁とし、厚さ4.0mの一枚の版としてシェル要素にてモデル化する。解析モデルは、鋼管杭位置でピン支持されるとの境界条件を与える。主排気筒基礎の応力解析モデルを図4-2-1に示す。

この解析モデルに対し、上部構造物からの反力等の荷重を与え応力解析を行う。主排気筒基礎の評価断面位置を図4-2-2に示す。評価断面については、各部材の最大の応力が想定される全断面を選び、算出した応力に対して、断面算定を行う。

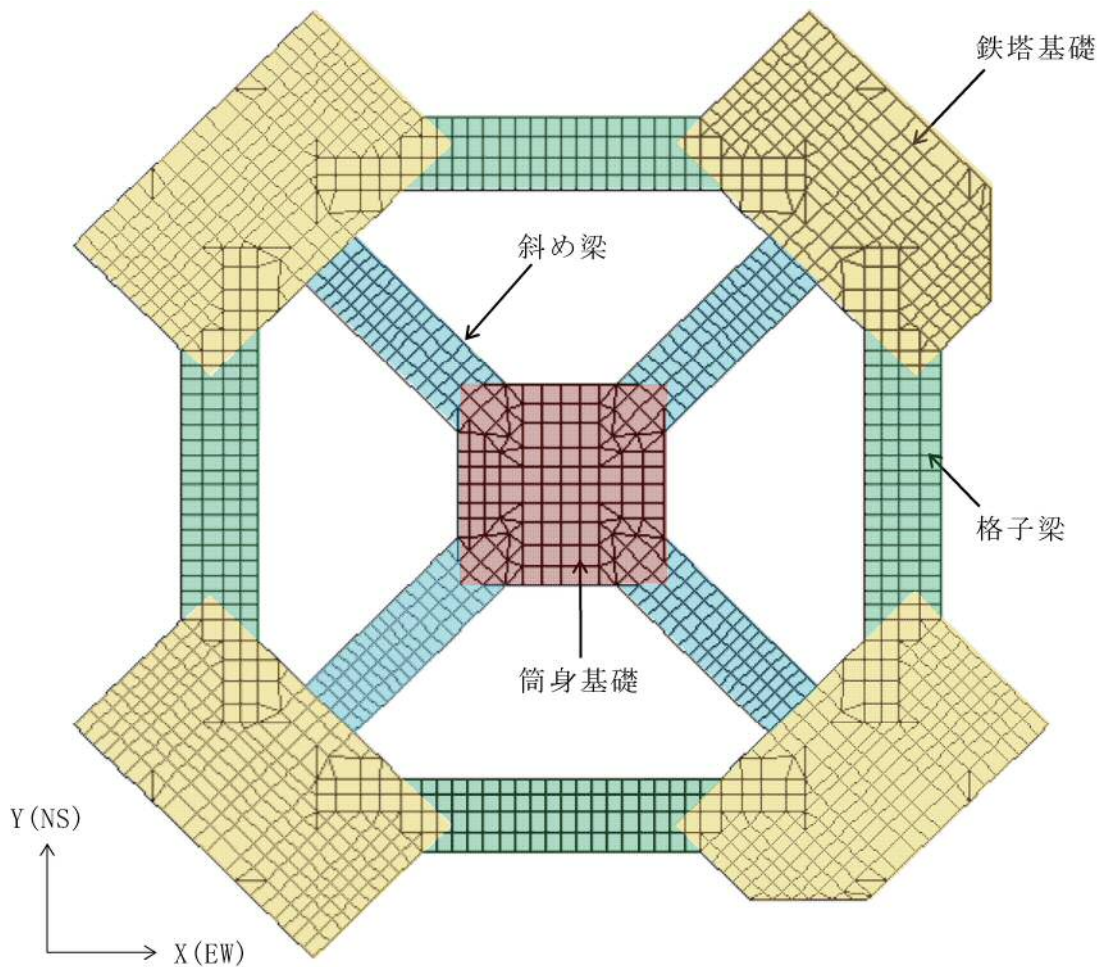


図 4-2-1 主排気筒基礎の応力解析モデル

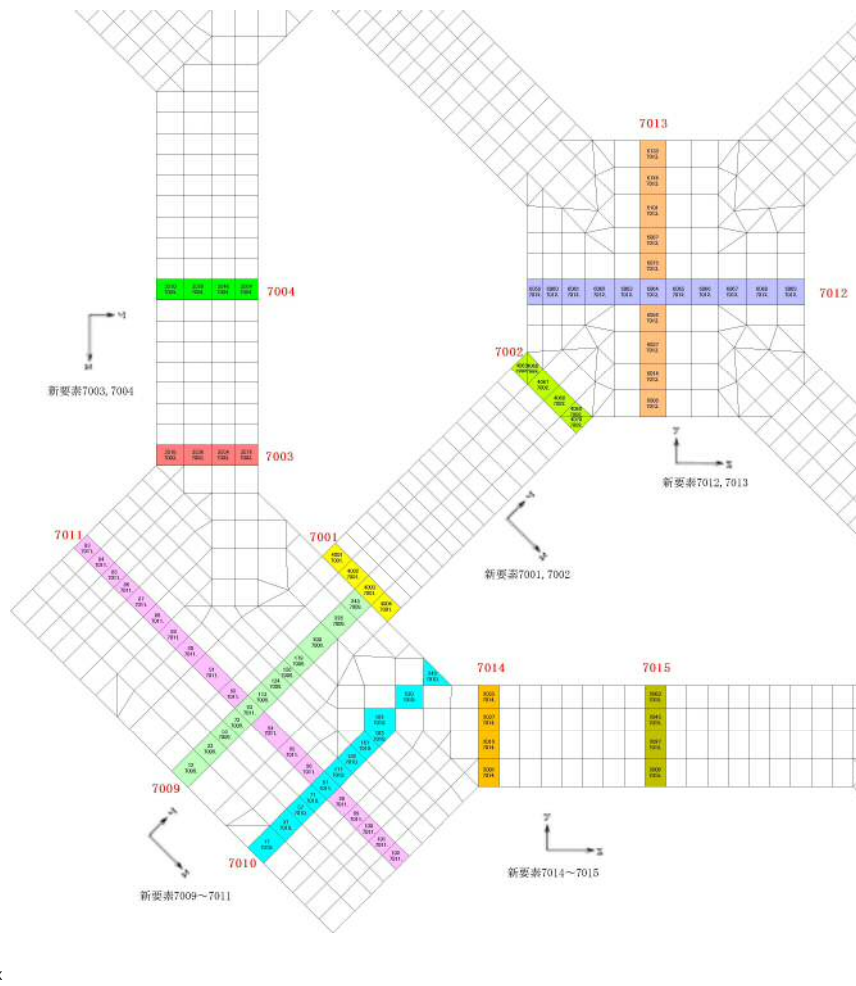


図 4-2-2 主排気筒基礎の評価断面算定位置

4.3 杭の評価

4.3.1 杭の評価方法

(1) 杭の諸元

主排気筒基礎は、直径 1200mm、厚さ 18mm の既存杭（打込み杭）20 本と、直径 1200mm、厚さ 25mm の増設杭（埋込み杭）8 本の計 28 本の鋼管杭にて支持される。杭の長さは 19.7m であり、杭先端は支持岩盤に打込む。また、基礎外縁下の杭周面地盤は、基礎下端から支持岩盤の最上層まで地盤改良を行う。表 4-3-1 に杭の諸元を示す。

表 4-3-1 杭の諸元

諸元	既存杭 (打込み杭)	増設杭 (埋込み杭)
杭本数	20	8
外径 D_0 (mm)	1200	1200
鋼厚 t_0 (mm)	18	25
杭長 L (m)	19.7	19.7
ヤング係数 E (N/mm ²)	2.05×10^5	2.05×10^5
比重	7.85	7.85

(2) 杭の評価方法

主排気筒の杭は、「建築基礎構造設計指針（(社)日本建築学会，2001）」に基づき評価を行っている。杭の鉛直支持力及び引抜き抵抗力の算定プロセスを、図 4-3-1 に整理する。両評価において、打込み杭（既存杭）と埋込み杭（増設杭）により適用する評価式が異なることから、式の使い分けを行っている。

終局鉛直支持力 R_{ua}

R_{ua} = 極限先端支持力 + 最大周面摩擦力

$$= q_p \cdot A_p + (\tau_{c1} L_{C1} + \tau_{c2} L_{C2}) \phi$$

A_p : 杭先端の閉塞断面積 1.13m²

q_p : 極限先端支持力度 kN/m²

ϕ : 杭の周長 3.77m

τ_{ci} : 粘性土の i 層における最大周面摩擦力 kN/m²

L_{Ci} : 粘性土の i 層における杭の長さ m

C_u : 土の非排水せん断強さ kN/m²

β : 低減係数

α_p : 粘性土の過圧密比による低減係数

L_F : 杭の細長比による低減係数

終局引抜き抵抗 (= 残留引抜き抵抗) ${}_tR_{ua}$

${}_tR_{ua}$ = 1/1.2 × 最大周面摩擦力 + 自重

$$= 1/1.2 (\tau_{ct1} L_{C1} + \tau_{ct2} L_{C2}) \phi + W$$

ϕ : 杭の周長 3.77m

W : 杭の自重 kN (地下水以下は浮力を考慮)

τ_{cti} : 粘性土の i 層における杭引抜き時の最大周面摩擦力 kN/m²

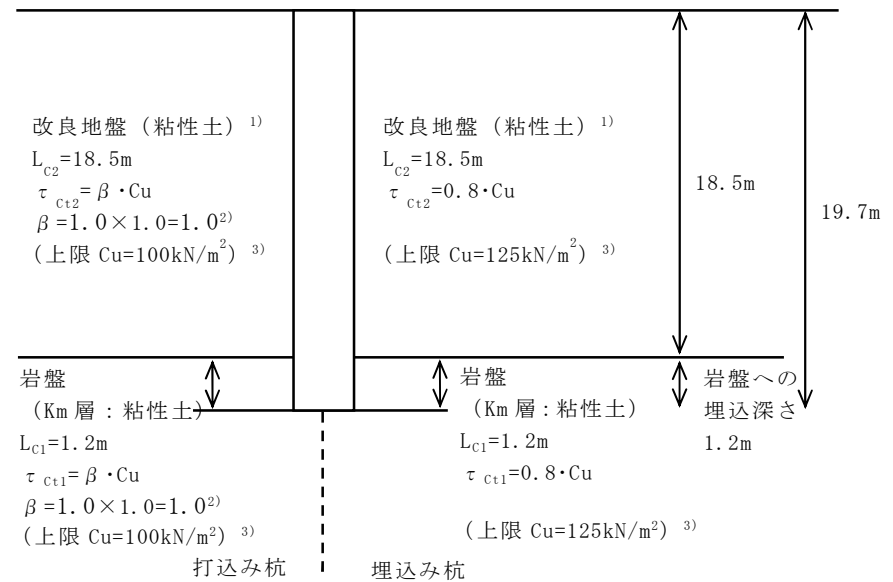
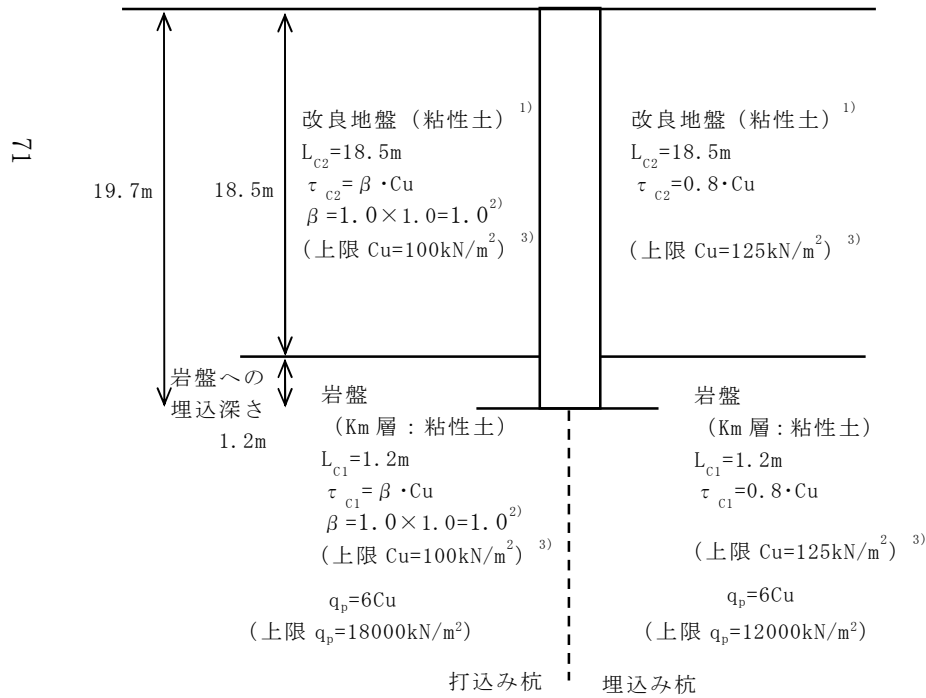
L_{Ci} : 粘性土の i 層における杭の長さ m

C_u : 土の非排水せん断強さ kN/m²

β : 低減係数

α_p : 粘性土の過圧密比による低減係数

L_F : 杭の細長比による低減係数



- 注) 1) 改良地盤及び支持地盤 (Km層) は粘性土とみなす。
2) 低減係数 $\alpha_p=1.0$ 及び $L_F=1.0$ より, β は 1.0 を用いる。
3) 改良地盤及び支持地盤 (Km層) での C_u は上限値となる。

図 4-3-1 杭の鉛直支持力及び引抜き抵抗力の算定プロセス

4.3.2 地盤改良範囲（幅）の設定の妥当性検討

(1) 目的

主排気筒の地盤改良については、基礎外縁で囲まれた範囲について実施することとしている。この場合、基礎外縁と杭の最短距離が 1.36m となることから、杭に係る設計用水平力が地盤改良体の健全性に影響を与えないことを確認し、地盤改良範囲（幅）の設定が妥当であることを確認する。

(2) 検討内容

上部構造物から杭に係る設計用水平力と建築基礎構造設計指針に基づく地盤改良体の塑性水平地盤反力を比較し、設計用水平力が塑性水平地盤反力に収まることを照査する。

a. 杭の諸元及び設計用水平力

- ・杭径： $B=1.2\text{m}$
- ・地盤改良体の縁までの最短距離： $R=1.36\text{m}$
- ・設計用水平力（増設杭）： $F=2001\text{kN}$

b. 地盤改良体の塑性水平地盤反力

- ・地盤改良体のせん断強度（粘着強度） C_u

地盤改良体の一軸圧縮強度 q_u を、せん断波速度 V_s （ $=800\text{m/s}$ ）により求め（添付書類「V-2-1-3 地盤の支持性能に係る基本方針」に記載の関係式を適用）、粘着強度 C_u を計算する。

$$V_s = 147.6 \times q_u^{0.417}, \quad q_u: \text{kgf/cm}^2$$

$$q_u = (V_s/147.6)^{1/0.417} = (800/147.6)^{1/0.417} = 57.57 [\text{kgf/cm}^2] = 5.757 [\text{N/mm}^2]$$

$$C_u = 0.5 \times q_u = 0.5 \times 5.7579 = 2.878 [\text{N/mm}^2] = 2878 [\text{kN/m}^2]$$

- ・塑性水平地盤反力 p_y

地表面近傍での単位深さあたりの塑性水平地盤反力 p_y は、建築基礎構造設計指針に基づき、以下の式で計算する。

$$p_y = 2C_u B = 2 \times 2878 \times 1.2 = 6907 [\text{kN/m}]$$

深さ方向に対して p_y に増分はなく、 $2.5B$ までの深さまで一定値で杭に作用する水平力を負担すると仮定すると、

$$F_y = p_y \cdot 2.5B = 6907 \times 2.5 \times 1.2 = 20721 [\text{kN/m}]$$

(3) 検討結果

上記を基に照査した結果、設計用水平力が塑性水平地盤反力内に収まることを確認した。

$$F/F_y = 2001/20721 = 0.097 \quad \text{OK}$$

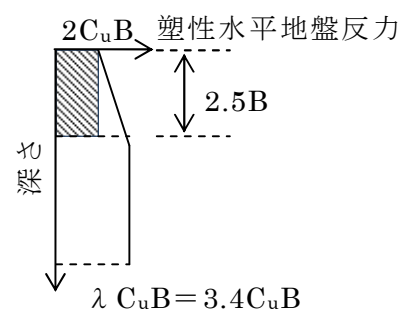


図 4-3-2 塑性水平地盤反力

4.3.3 周辺地盤の液状化による杭の影響評価

(1) 目的

主排気筒の地盤改良体の外側には未改良の原地盤が存在し、液状化の懸念があることから、周辺地盤が液状化した場合においても、地盤改良体の健全性（地盤改良体内部の杭の健全性）が確保されることを確認する。

(2) 検討内容

主排気筒の近傍で類似の地盤改良を実施する屋外二重管の有効応力解析(FLIP)の結果を基に、周辺地盤が液状化した場合に地盤改良体に作用する評価用の側方土圧を設定し、地盤改良体のせん断に対する健全性（地盤改良体内部の杭の健全性）が確保されることを確認する。

a. 地盤改良体の大きさとしせん断強度（粘着強度） C_u

評価対象とする地盤改良体を直方体と仮定し、平面 $B \times D = 33.1\text{m} \times 33.1\text{m}$ 、高さ $H = 18.5\text{m}$ と設定する。また、地盤改良体の一軸圧縮強度 q_u を、せん断波速度 V_s （ $=500\text{m/s}$ ）により求め（添付書類「V-2-1-3 地盤の支持性能に係る基本方針」に記載の関係式を適用）、粘着強度 C_u を計算する。

$$V_s = 147.6 \times q_u^{0.417}, \quad q_u: \text{kgf/cm}^2$$

$$q_u = (V_s/147.6)^{1/0.417} = (500/147.6)^{1/0.417} = 18.65 [\text{kgf/cm}^2] = 1.829 [\text{N/mm}^2]$$

$$C_u = 0.5 \times q_u = 0.5 \times 1.829 = 0.914 [\text{N/mm}^2]$$

b. 側方地盤の土圧 F_b

地盤改良体の側方地盤からの土圧は、地盤改良体の幅 $B = 33.1\text{m}$ 、岩盤から地表面までの高さ $h = 22.0\text{m}$ の領域を考慮する。側方地盤は地盤改良体の鉛直方向には作用しないものとする。

側方地盤からの土圧は、屋外二重管に対する有効応力解析(FLIP)の結果(図4-3-3, 図4-3-4)を基に、地表面(EL. 8.0m)で 0kN/m^2 、岩盤表面(EL. -14.0m)で 550kN/m^2 とする三角形分布として設定する。

この時、側方地盤から受ける土圧の総荷重 F_b は以下のとおりとなる。

$$F_b = 0.5 \times p_b \times B \times h = 0.5 \times 550 \times 33.1 \times 22.0 = 200 \times 10^3 \text{kN}$$

c. 地震時慣性力 F_a

地盤改良体の単位体積重量は、平均密度を基に $\gamma_a = 21.8\text{kN/m}^3$ とし、SHAKEによる地盤の応答解析結果を基に地震時の加速度を 5.0m/s^2 とする。これより、地震時慣性力 F_a は、以下のとおりとなる。

$$\text{総重量 } W = \gamma_a \times B \times D \times H = 21.8 \times 33.1 \times 33.1 \times 18.5 = 442 \times 10^3 \text{kN}$$

$$F_a = \alpha_H \times W/g = 5.0 \times 442 \times 10^3 / 9.80665 = 225 \times 10^3 \text{kN}$$

d. 上部構造物による水平荷重 F_c 。

上部構造物の地震応答解析結果から、上部構造物による水平荷重 F_c （風荷重込み）は、

$$F_c = 50000 + 2660 = 52660 \text{ kN} = 53 \times 10^3 \text{ kN}$$

e. 地盤改良体に作用するせん断応力度 τ

以上の荷重を考慮すると、地盤改良体に作用する水平力 F は以下のとおりとなる。

$$F = F_b + F_a + F_c = (200 + 225 + 53) \times 10^3 = 478 \times 10^3 \text{ kN}$$

地震時荷重によって生じるせん断力は、地盤改良体の底部で最大となる。底部でのせん断応力度 τ は、地盤改良体の断面積を基に以下のとおり算定する。

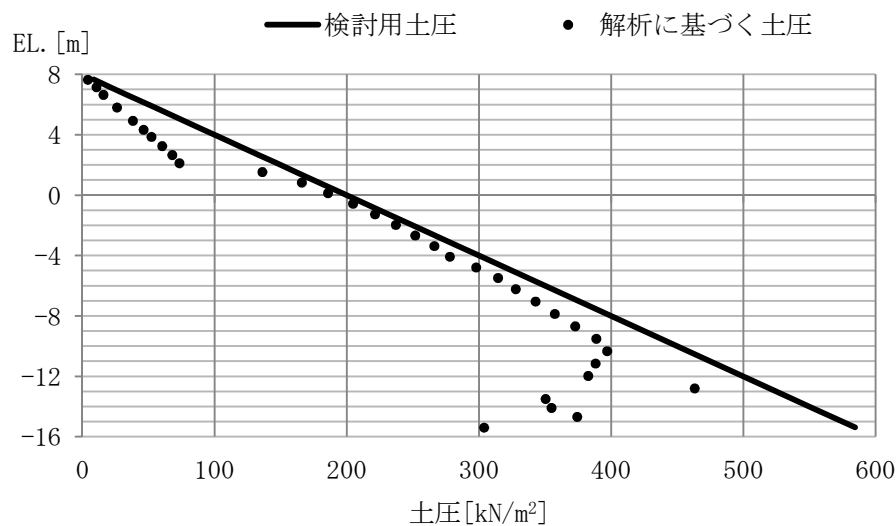
$$\tau = F / (B \times D) = 478 \times 10^3 / (33.1 \times 33.1) = 436 \text{ kN/m}^2 = 0.436 \text{ N/mm}^2$$

(3) 検討結果

地盤改良体底部での単位面積当たりのせん断応力度 τ と地盤改良体の粘着力 C_u を比較照査すると、以下の通りとなる。

$$\tau_c / C = 0.436 / 0.914 = 0.477 \quad \text{OK}$$

これより、側方地盤の土圧を考慮した場合でも、地盤改良体の健全性は確保される。このため、地盤改良体内部の杭の健全性は確保されるものと判断できる。



注 * : 屋外二重管の有効応力解析 (FLIP) により、地盤改良体のすべり安全率が最も厳しくなる $S_s - 31$ のすべり安全率最小時刻の土圧分布

図 4-3-3 屋外二重管の有効応力解析 (FLIP) の結果

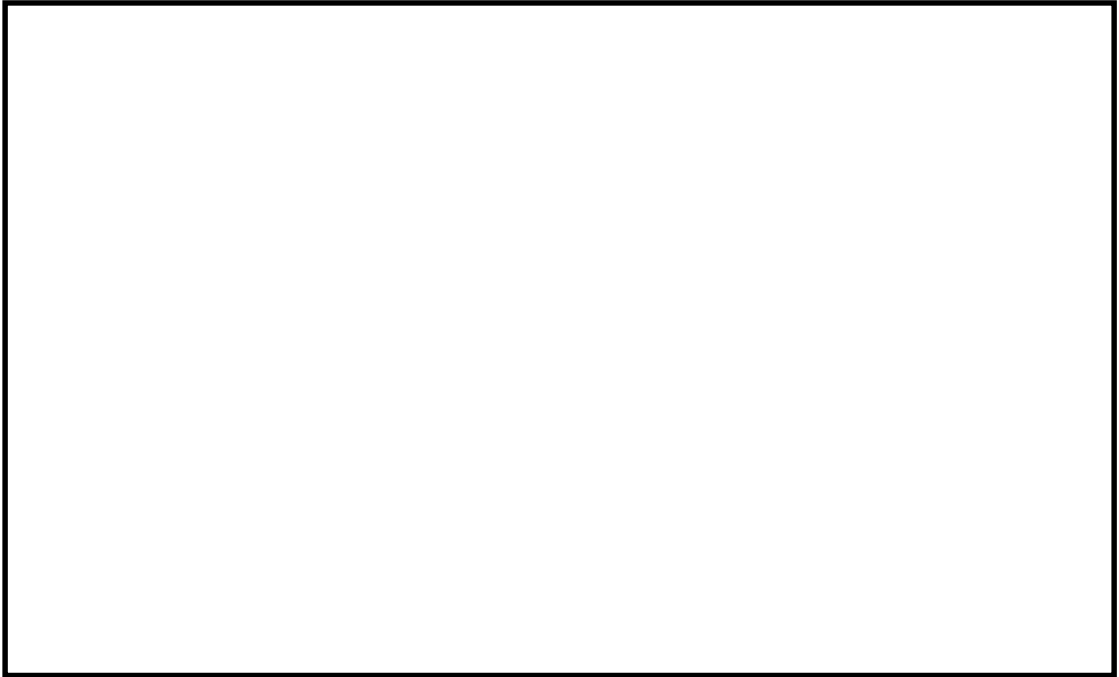


図 4-3-4 屋外二重管の有効応力解析 (FLIP) の評価断面 (1/2)

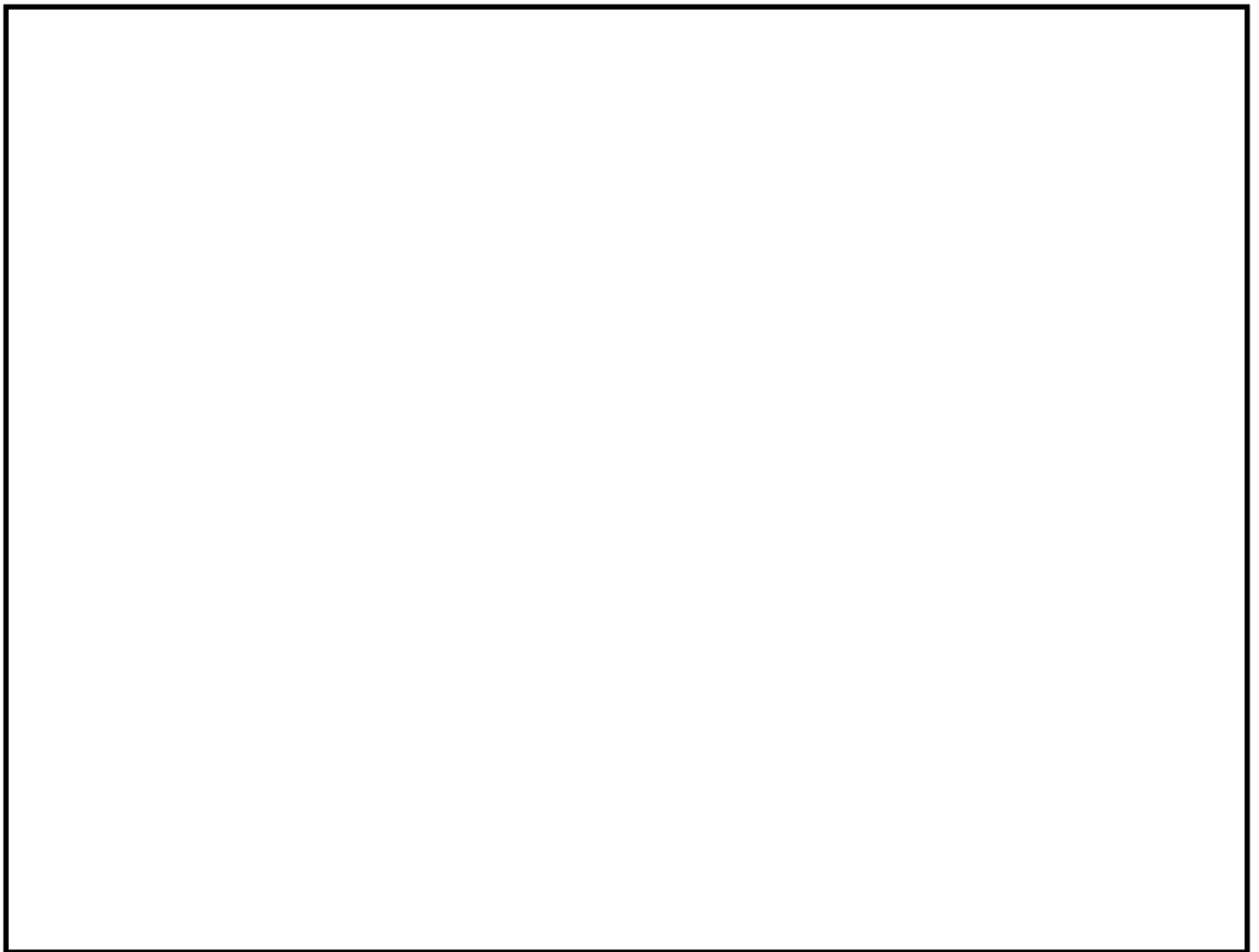


図 4-3-4 屋外二重管の有効応力解析 (FLIP) の評価断面 (2/2)

5. 非常用ガス処理系配管支持架構

5.1 補足説明事項

非常用ガス処理系配管支持架構は主排気筒に隣接する鉄骨構造物であり、主排気筒と類似の設計をしている。このため、工認添付書類の補足説明事項についても主排気筒と同様の内容となることから、非常用ガス処理系配管支持架構に関連する主排気筒の補足説明事項を以下の通り整理する。

<補足説明事項>

2. 主排気筒の地震応答計算

2.2 地盤改良の目的，範囲，仕様

2.3 入力地震動の算定

2.3.1 試験施工の位置

2.3.2 改良体の試験結果

2.3.3 ばらつきケースの設定

2.3.4 地盤改良体を水平成層モデルと扱うことの妥当性

2.4 地震応答解析モデル

2.4.5 薄層要素法による地盤ばねの設定

4. 主排気筒の基礎の耐震計算

4.3 杭の評価

4.3.1 杭の評価方法

6. 非常用ガス処理系排気筒の耐震計算

6.1 配管と排気筒の取り合い部

非常用ガス処理系配管と非常用ガス処理系排気筒との取り合い部には、エキスパンションジョイントを設置し、エキスパンションジョイント（附属配管含む）を含めて上流側を非常用ガス処理系配管とし、下流側を非常用ガス処理系排気筒として扱っている。エキスパンションジョイントの設置位置を図 6-1-1 に示す。

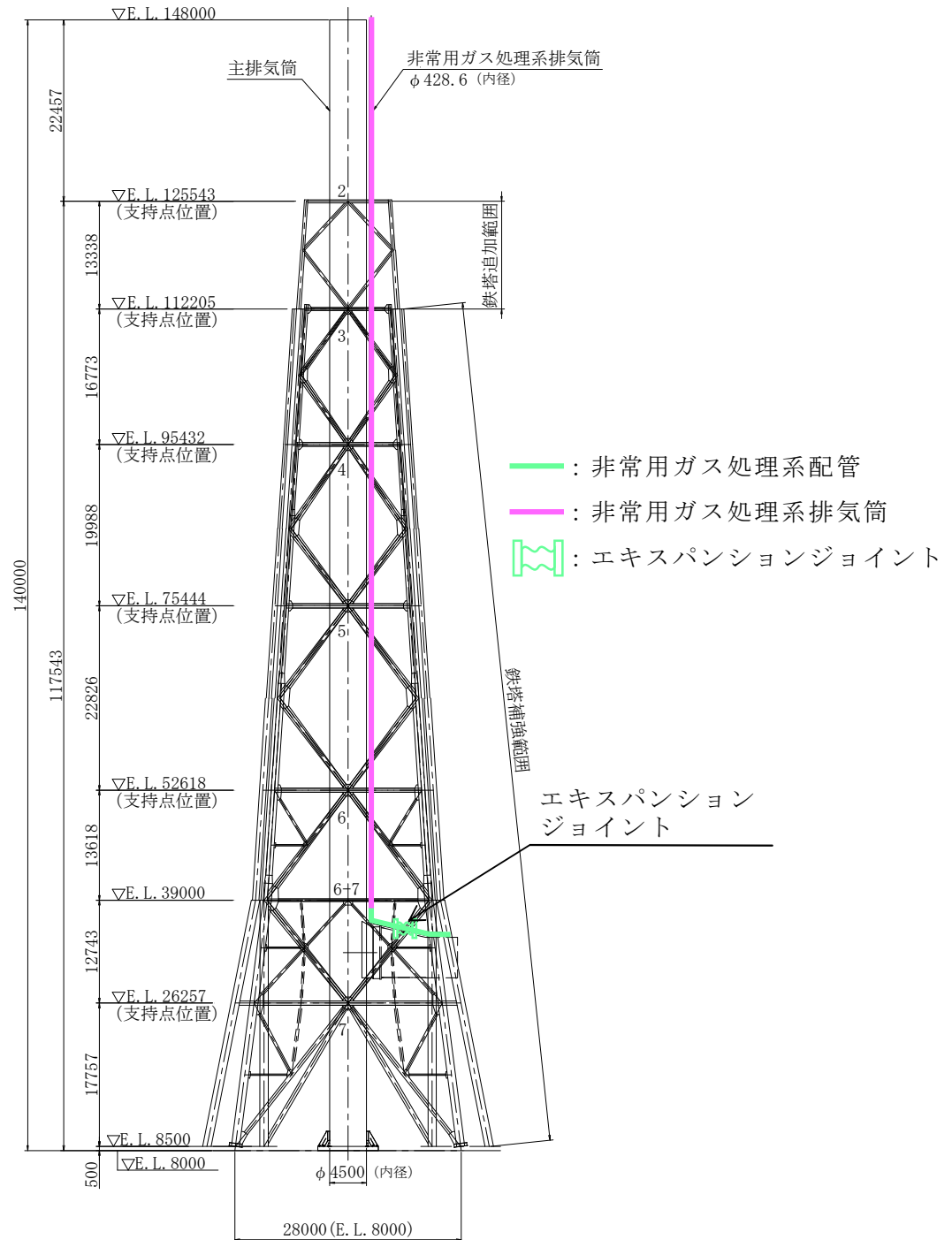


図 6-1-1 エクスパンションジョイントの設置位置