

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1
提出年月日	平成30年6月11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 【主排気筒の耐震性評価に関する補足説明】

平成30年6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 地盤改良の目的, 範囲, 仕様	10
2.2 入力地震動の算定	11
2.2.1 地盤物性値の設定根拠	11
2.2.2 地盤改良体を水平成層モデルと扱うことの妥当性	19
2.3 地震応答解析モデル	25
2.3.1 主要部材断面の仕様	25
2.3.2 減衰定数	26
2.3.3 ダンパの仕様の決定根拠	27
2.3.4 質点系モデルの設定方法	34
2.3.5 薄層要素法による地盤ばねの設定	35
3. 主排気筒の基礎の耐震計算	38
3.1 基礎の評価	38
3.1.1 評価断面の選定	38
3.2 杭の評価	40
3.2.1 杭の評価方法	40
3.2.2 周辺地盤の液状化による影響	41
4. 非常用ガス処理系排気筒の耐震計算	44
4.1 配管と排気筒の取り合い部	44

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-2-7-2-5 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
	地震動	500Gal EL CENTRO, TAFT, IBARAGI	600Gal 基準地震動 S_s （3波）	1009Gal 基準地震動 S_s （8波）
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	—	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	—	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	—	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

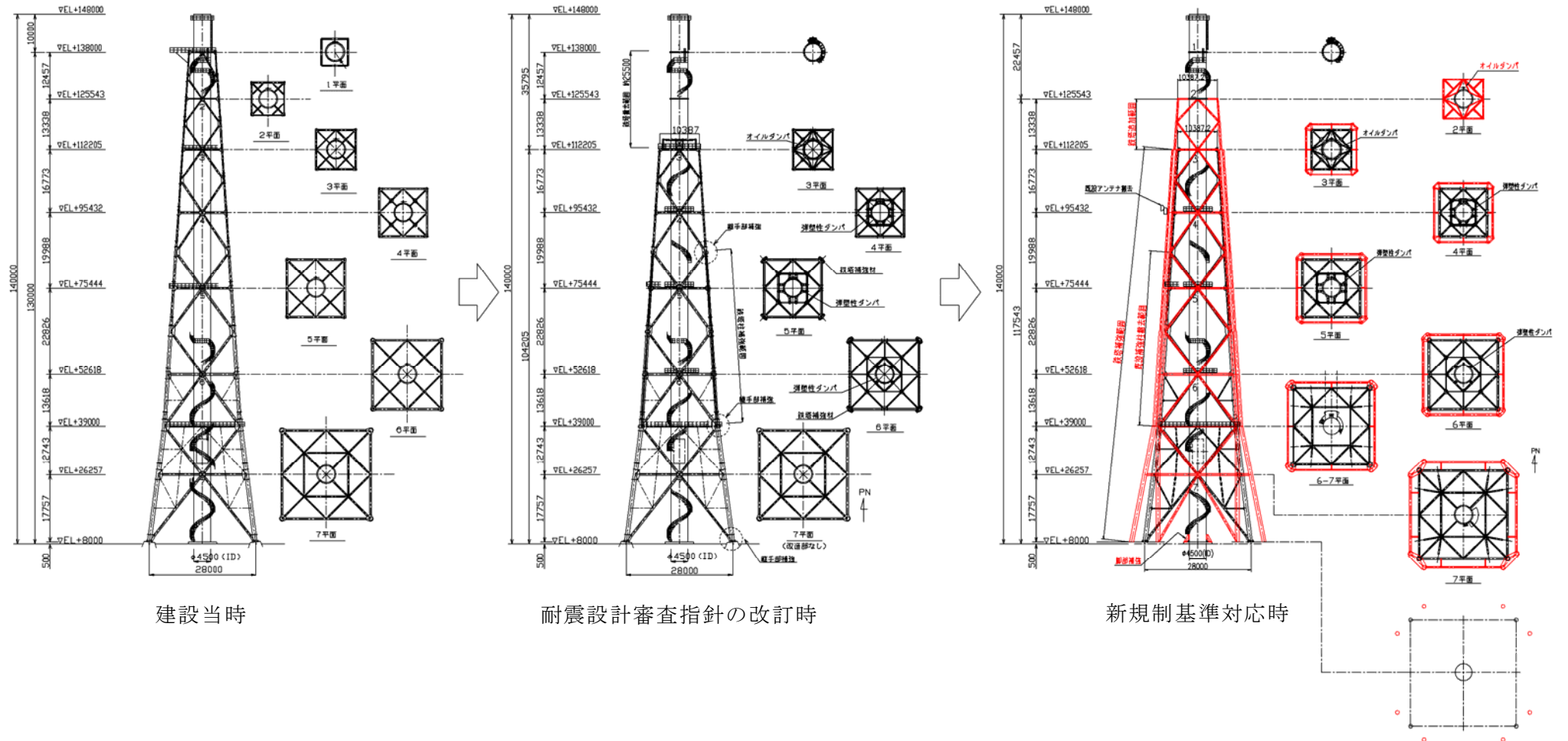
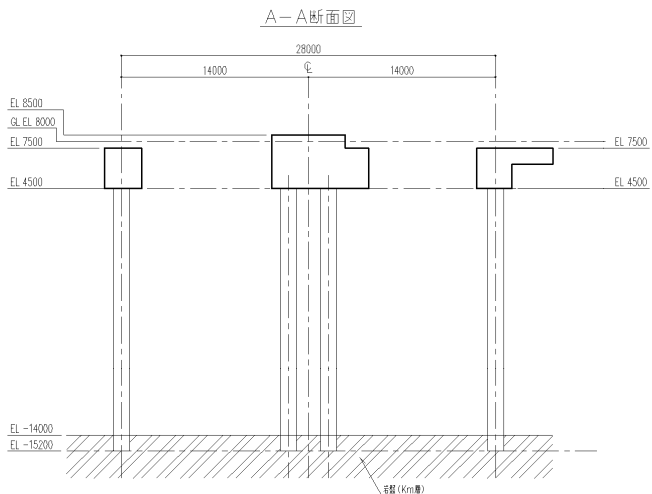
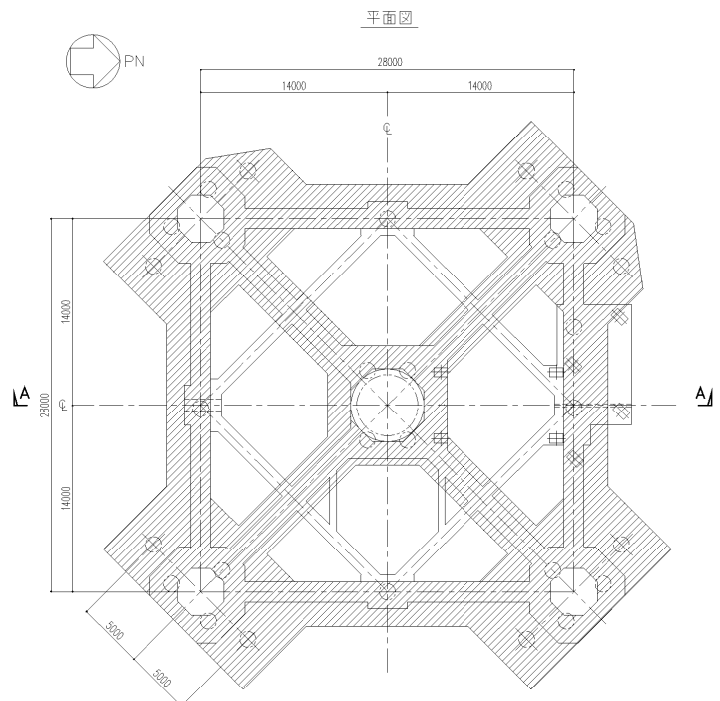
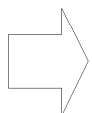
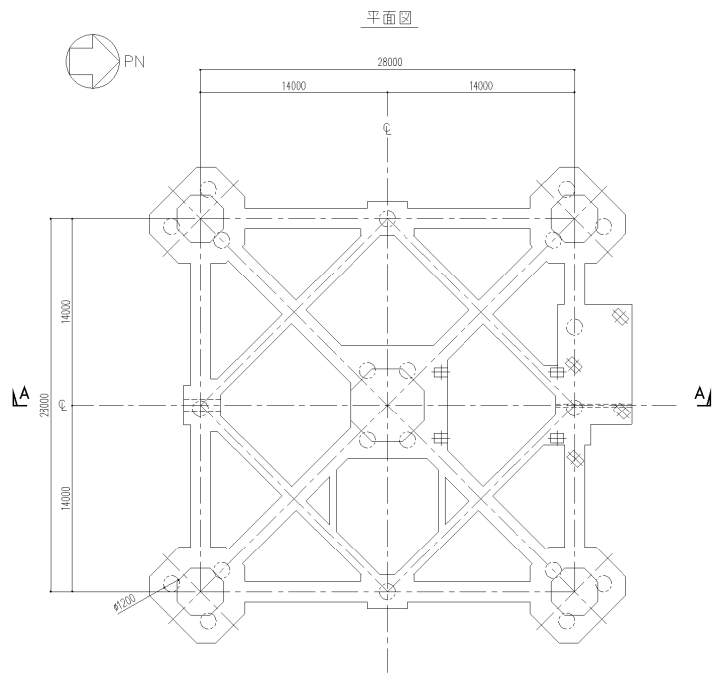
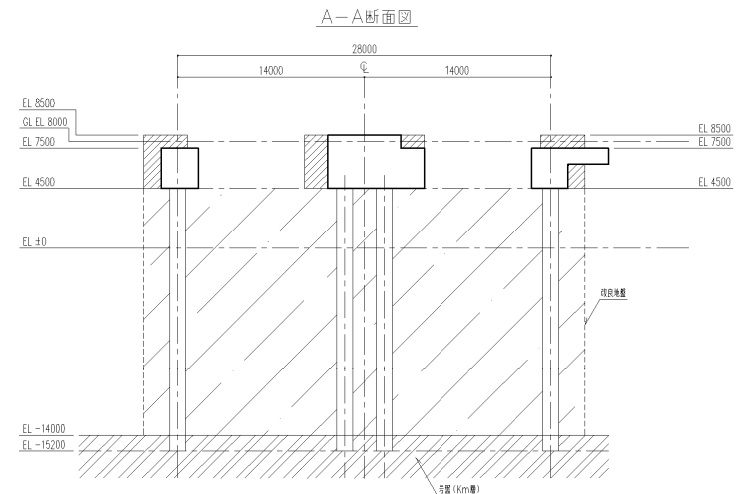


図 1-2-1 主排気筒上部構造の改造履歴



建設当時



新規制基準対応時

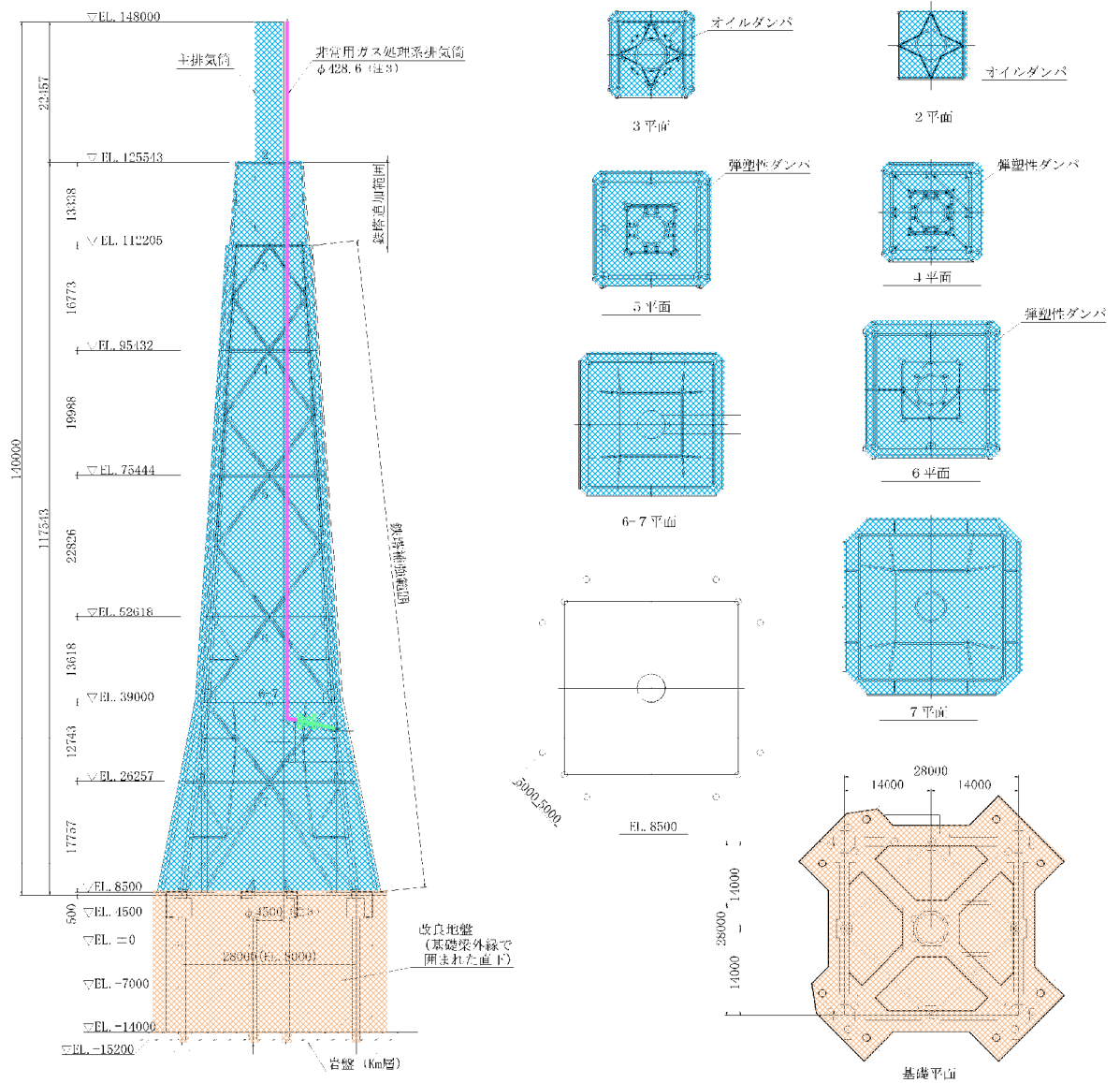
注 記
1. 〇は、増設躯体を示す。

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。

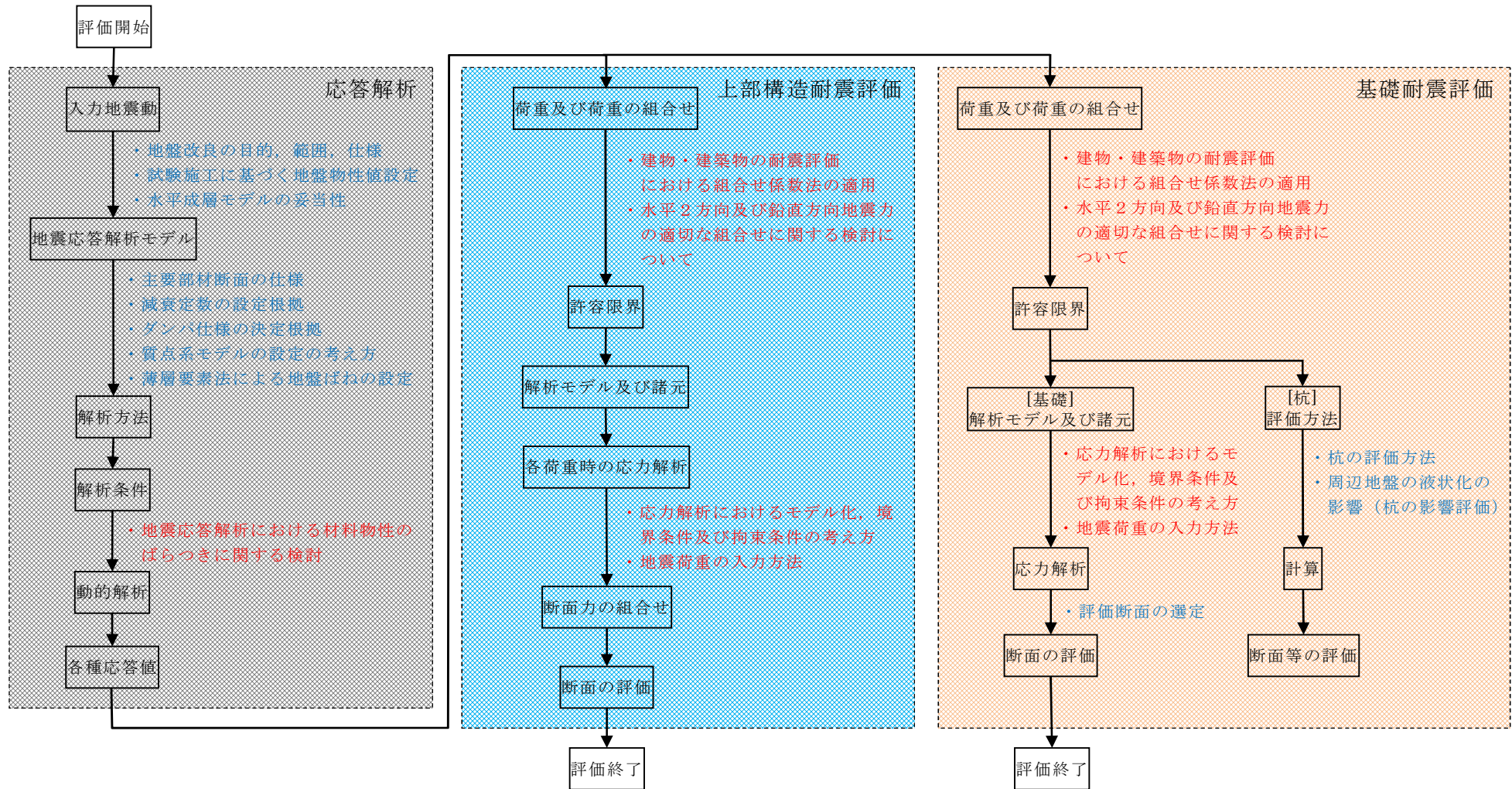


目録番号	図書名	評価部位	分類
V-2-2-14* ¹	①主排気筒の地震応答計算書	・地震応答解析 ・質点系モデルによる 応答解析	Sクラスの施設 の間接支持構造 物
V-2-2-15-1* ^{1, 2}	②主排気筒の耐震性について の計算書	・上部構造物 (筒身, 鉄塔, 柱脚)	Sクラスの施設 の間接支持構造 物
V-2-2-15-2* ¹	③主排気筒の基礎の耐震性 についての計算書	・基礎 (杭, 基礎梁)	Sクラスの施設 の間接支持構造 物
V-2-7-2-5	⑥非常用ガス処理系排気筒 の耐震性についての計算 書	・非常用ガス処理系 排気筒, サポート	Sクラスの施設 (建物・構築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



青字：主排気筒の補足説明資料
赤字：建築共通の補足説明資料

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書

2.1 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 2-1-1 に示す。

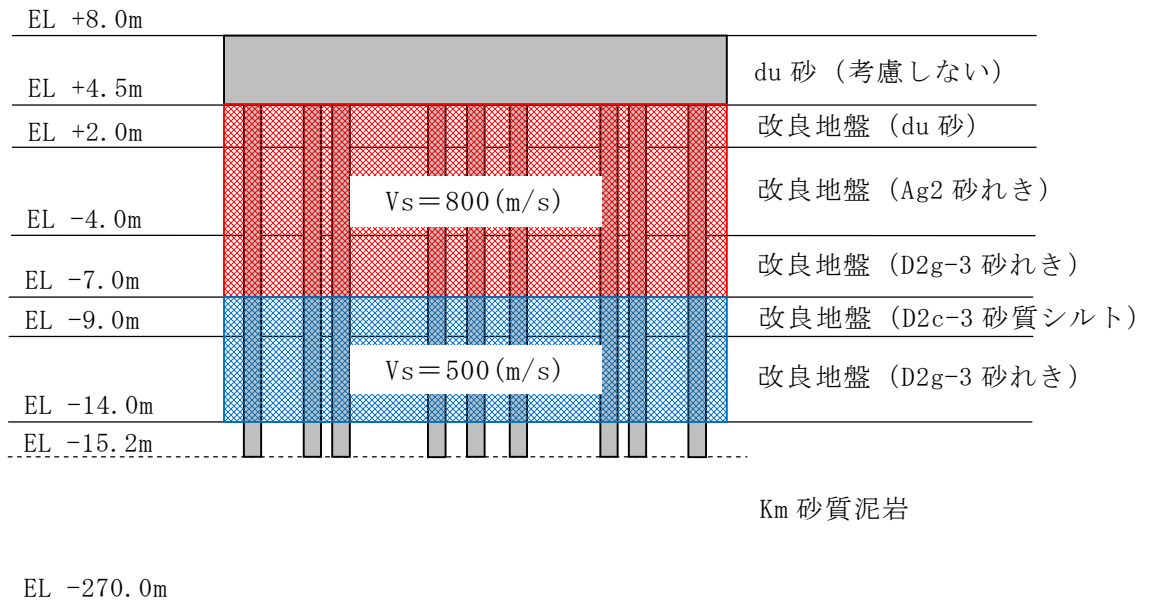


図 2-1-1 地盤改良の範囲

地盤改良は，ジェットクリート工法（高圧噴射攪拌工法）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 2-1-2 に示す。

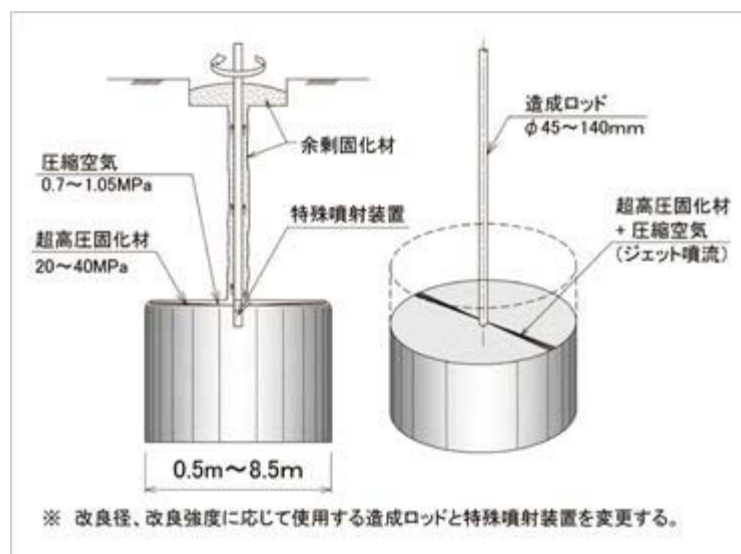


図 2-1-2 施工法の概要

2.2 入力地震動の算定

2.2.1 地盤物性値の設定根拠

(1) 表層の地盤物性値

a. 地盤物性値

せん断波速度 V_s 、密度 ρ_t 、動ポアソン比 ν_d について、試験施工で作成した改良体から採取したボーリングコアの室内試験の結果を基に、du 層、Ag2 層、D2c-3 層、D2g-3 層の各層ごとに定める。せん断波速度 V_s は改良体のボーリング孔における P S 検層の結果を基に定め、密度 ρ_t は湿潤密度の測定結果を基に定め、動ポアソン比 ν_d は V_s 及び V_p から算定する。地盤物性値の算定結果（平均値）を表 2-2-1 に示す。

表 2-2-1 地盤物性値の算定結果（平均値）

	改良目標 V_s (m/s)	試験施工の結果		
		せん断波速度 V_s (m/s)	湿潤密度 ρ_t (g/cm ³)	動ポアソン比 (-)
改 du	800	1767	2.13	0.27
改 Ag2	800	1845	2.21	0.28
改 D2c-3	500	756	2.09	0.36
改 D2g-3	500	1239	2.29	0.37

b. G/G_0 - γ 特性, h - γ 特性

改良地盤の G/G_0 - γ 特性, h - γ 特性については、下記の方法にて設定する。

- 試験施工で採取した du 層、Ag2 層、D2c-3 層、D2g-3 層の改良地盤のコアに対する繰り返し 3 軸試験データをもとに G/G_0 及び h を、下式に同定して設定する。

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

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

- 繰り返し 3 軸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) を定める。

上記の方法にて設定した G/G_0 - γ 特性, h - γ 特性について、図 2-2-1～図 2-2-4 に示す。

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

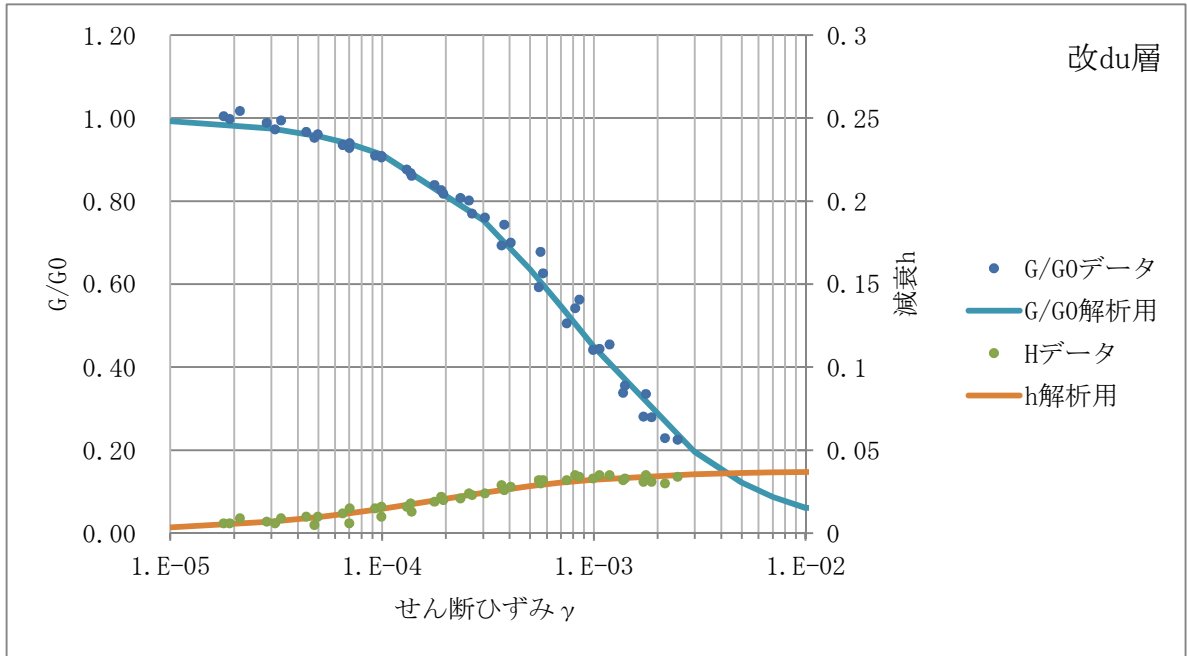


図 2-2-1 地盤物性 (γ - G/G_0 曲線, γ - h 曲線) 改 du 層

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

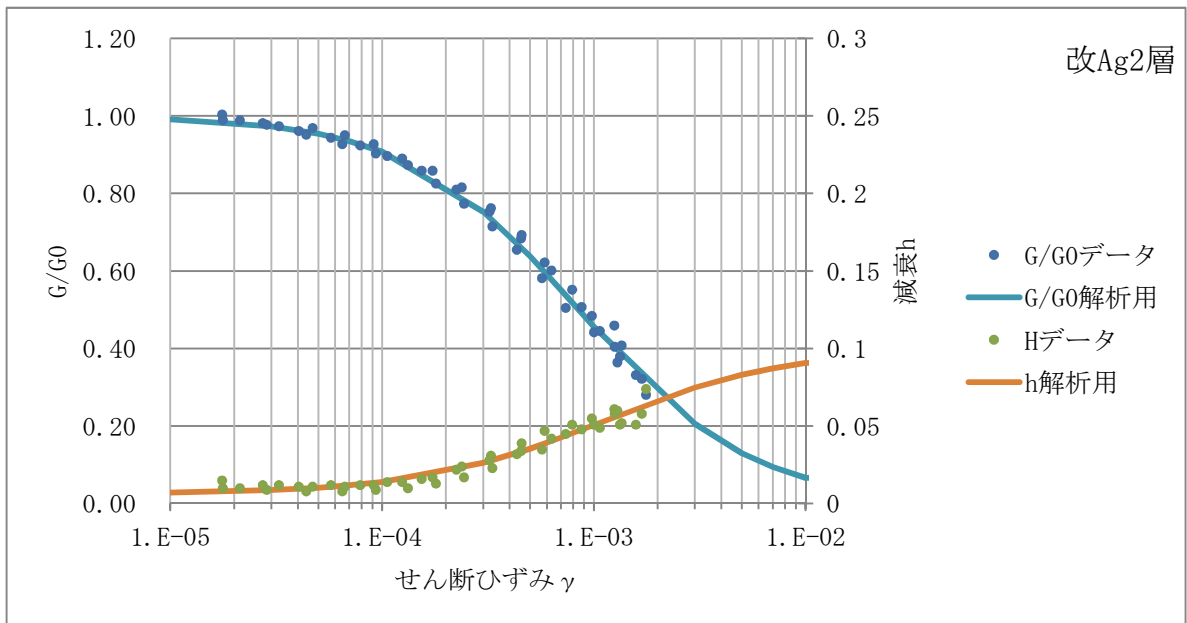


図 2-2-2 地盤物性 (γ - G/G_0 曲線, γ - h 曲線) 改 Ag2 層

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

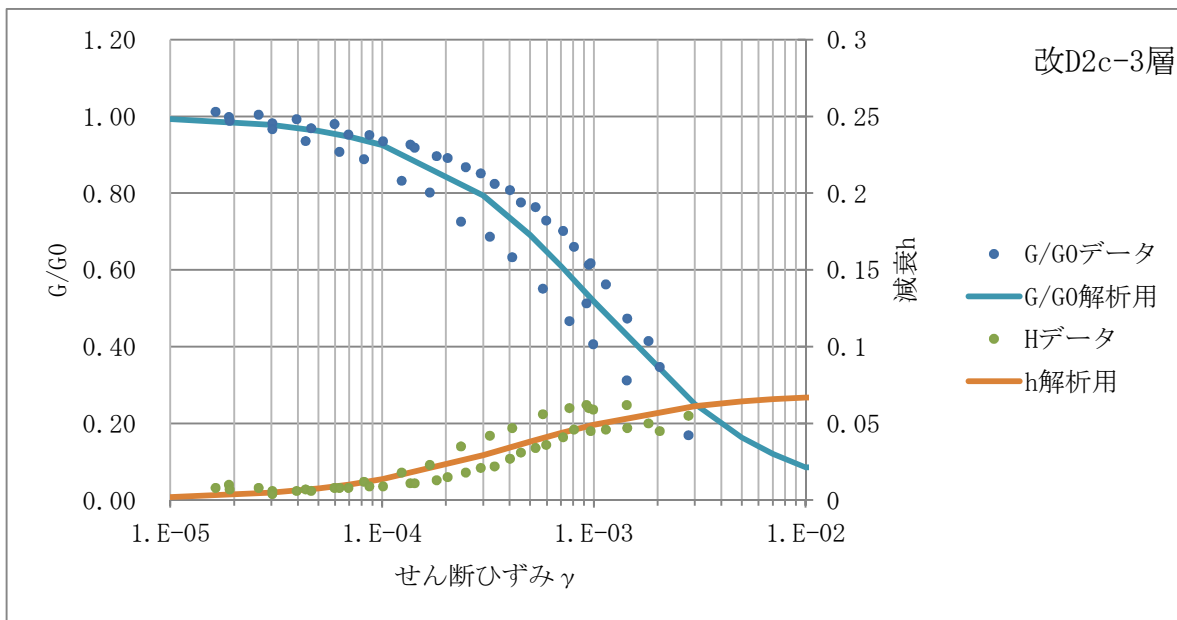


図 2-2-3 地盤物性 (γ - G/G_0 曲線, γ - h 曲線) 改 D2c-3 層

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

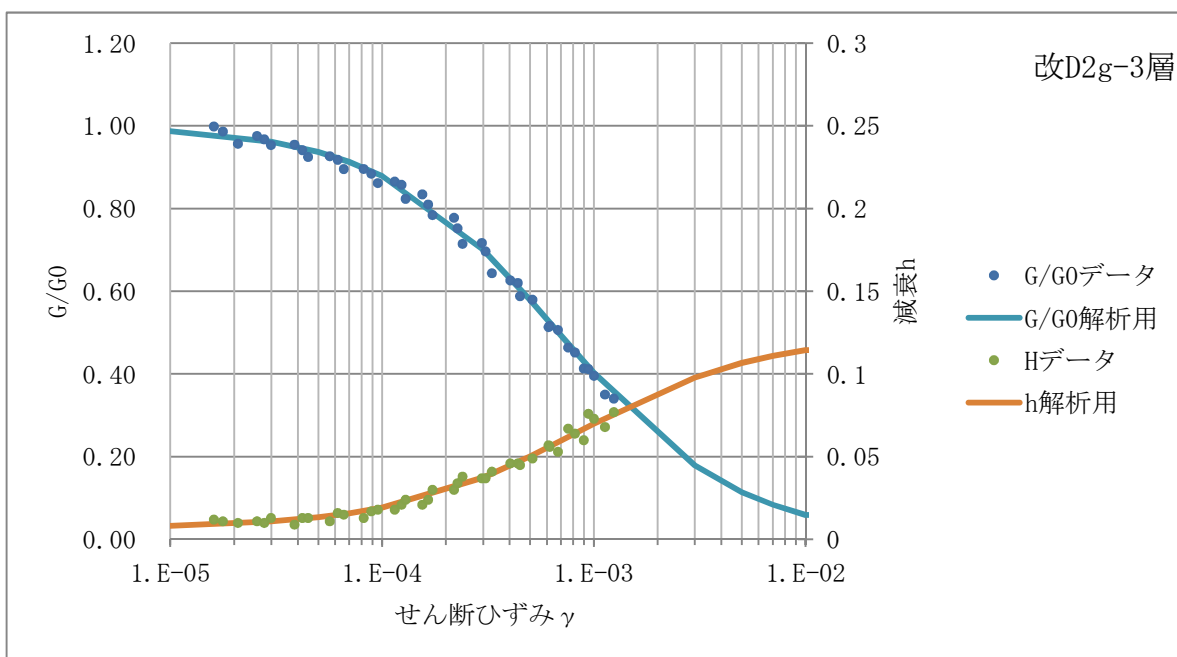


図 2-2-4 地盤物性 (γ - G/G_0 曲線, γ - h 曲線) 改 D2g-3 層

(2) 久米層の地盤物性値

久米層の地盤物性値については、添付書類「V-2-1-3 地盤の支持性能に係る基本方針」に基づき設定している。

(3) ばらつきの考慮

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。

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 2-2-2 に、各ケースで用いた地盤物性値を表 2-2-3～表 2-2-6 に示す。

表 2-2-2 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 2-2-3 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)	単位体積重量 (N/m ³)	初期 S波速度 (m/s)	初期 P波速度 (m/s)	ポアソン比
8.0~4.5	考慮せず(砂)	du					
4.5~4.0	改良-砂	改 du	2.13	2.089E+04	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	2.167E+04	800	1447	0.280
-4.0~-7.0	改良-砂れき	改 D2g-3	2.29	2.246E+04	800	1761	0.370
-7.0~-9.0	改良-砂質シルト	改 D2c-3	2.09	2.050E+04	500	1069	0.360
-9.0~-14.0	改良-砂れき	改 D2g-3	2.29	2.246E+04	500	1101	0.370
-14.0~-15.2	砂質泥岩	Km	1.72	1.687E+04	446	1658	0.461
-15.2~-16.0							
-16.0~-20.0							
-20.0~-40.0			1.72	1.687E+04	456	1675	0.460
-40.0~-60.0			1.73	1.697E+04	472	1696	0.458
-60.0~-90.0			1.73	1.697E+04	491	1709	0.455
-90.0~-120.0			1.73	1.697E+04	514	1737	0.452
-120.0~-150.0			1.73	1.697E+04	537	1765	0.449
-150.0~-190.0			1.74	1.706E+04	564	1792	0.445
-190.0~-230.0			1.74	1.706E+04	595	1831	0.441
-230.0~-270.0			1.75	1.716E+04	626	1871	0.437
-270.0~-320.0			1.75	1.716E+04	660	1920	0.433
-320.0~-370.0			1.76	1.726E+04	699	1958	0.427

表 2-2-4 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)	単位体積重量 (N/m ³)	初期 S波速度 (m/s)	初期 P波速度 (m/s)	ポアソン比
8.0~4.5	考慮せず(砂)	du					
4.5~4.0	改良-砂	改 du	2.13	2.089E+04	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	2.167E+04	1845	3338	0.280
-4.0~-7.0	改良-砂れき	改 D2g-3	2.29	2.246E+04	1239	2728	0.370
-7.0~-9.0	改良-砂質シルト	改 D2c-3	2.09	2.050E+04	756	1616	0.360
-9.0~-14.0	改良-砂れき	改 D2g-3	2.29	2.246E+04	1239	2728	0.370
-14.0~-15.2	砂質泥岩	Km	1.72	1.687E+04	446	1658	0.461
-15.2~-16.0							
-16.0~-20.0							
-20.0~-40.0			1.72	1.687E+04	456	1675	0.460
-40.0~-60.0			1.73	1.697E+04	472	1696	0.458
-60.0~-90.0			1.73	1.697E+04	491	1709	0.455
-90.0~-120.0			1.73	1.697E+04	514	1737	0.452
-120.0~-150.0			1.73	1.697E+04	537	1765	0.449
-150.0~-190.0			1.74	1.706E+04	564	1792	0.445
-190.0~-230.0			1.74	1.706E+04	595	1831	0.441
-230.0~-270.0			1.75	1.716E+04	626	1871	0.437
-270.0~-320.0			1.75	1.716E+04	660	1920	0.433
-320.0~-370.0			1.76	1.726E+04	699	1958	0.427

表 2-2-5 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)	単位体積重量 (N/m ³)	初期 S波速度 (m/s)	初期 P波速度 (m/s)	ポアソン比
8.0~4.5	考慮せず(砂)	du					
4.5~4.0	改良-砂	改 du	2.13	2.089E+04	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	2.167E+04	2025	3663	0.280
-4.0~-7.0	改良-砂れき	改 D2g-3	2.29	2.246E+04	1711	3767	0.370
-7.0~-9.0	改良-砂質シルト	改 D2c-3	2.09	2.050E+04	923	1973	0.360
-9.0~-14.0	改良-砂れき	改 D2g-3	2.29	2.246E+04	1711	3767	0.370
-14.0~-15.2	砂質泥岩	Km	1.72	1.687E+04	491	1824	0.461
-15.2~-16.0							
-16.0~-20.0							
-20.0~-40.0			1.72	1.687E+04	502	1843	0.460
-40.0~-60.0			1.73	1.697E+04	519	1865	0.458
-60.0~-90.0			1.73	1.697E+04	540	1880	0.455
-90.0~-120.0			1.73	1.697E+04	565	1910	0.452
-120.0~-150.0			1.73	1.697E+04	591	1942	0.449
-150.0~-190.0			1.74	1.706E+04	620	1971	0.445
-190.0~-230.0			1.74	1.706E+04	655	2015	0.441
-230.0~-270.0			1.75	1.716E+04	689	2059	0.437
-270.0~-320.0			1.75	1.716E+04	726	2112	0.433
-320.0~-370.0			1.76	1.726E+04	769	2154	0.427

表 2-2-6 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)	単位体積重量 (N/m^3)	初期 S 波速度 (m/s)	初期 P 波速度 (m/s)	ポアソン 比
8.0~4.5	考慮せず(砂)	du					
4.5~4.0	改良-砂	改 du	2.13	2.089E+04	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	2.167E+04	1665	3012	0.280
-4.0~-7.0	改良-砂れき	改 D2g-3	2.29	2.246E+04	767	1688	0.370
-7.0~-9.0	改良-砂質シルト	改 D2c-3	2.09	2.050E+04	589	1259	0.360
-9.0~-14.0	改良-砂れき	改 D2g-3	2.29	2.246E+04	767	1688	0.370
-14.0~-15.2	砂質泥岩	Km	1.72	1.687E+04	401	1492	0.461
-15.2~-16.0							
-16.0~-20.0							
-20.0~-40.0			1.72	1.687E+04	410	1508	0.460
-40.0~-60.0			1.73	1.697E+04	425	1526	0.458
-60.0~-90.0			1.73	1.697E+04	442	1538	0.455
-90.0~-120.0			1.73	1.697E+04	463	1563	0.452
-120.0~-150.0			1.73	1.697E+04	483	1589	0.449
-150.0~-190.0			1.74	1.706E+04	508	1612	0.445
-190.0~-230.0			1.74	1.706E+04	536	1648	0.441
-230.0~-270.0			1.75	1.716E+04	563	1684	0.437
-270.0~-320.0			1.75	1.716E+04	594	1728	0.433
-320.0~-370.0			1.76	1.726E+04	629	1763	0.427

2.2.2 地盤改良体を水平成層モデルと扱うことの妥当性

(1) 検討方法

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、施設的设计に影響を与えるような入力地震動の違いが無いことを確認する。

(2) 検討条件

解析モデルは、水平方向に -82.75m ～ $+82.75\text{m}$ 、深さ方向に $\text{EL. } 8\text{m}$ ～ $\text{EL. } -370\text{m}$ とする。改良地盤は、幅 33.1m 、深さ方向 $\text{EL. } +4.5\text{m}$ ～ $\text{EL. } -14.0\text{m}$ 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。また、入力地震動は $S_{\text{g}}-D1$ （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。図2-2-5～図2-2-6に解析モデルを示す。

なお、2次元FEMによる解析にはSuperFLUSH (Ver6.1)を用いる。解析コードの検証及び妥当性確認等の概要については、添付書類「計算機プログラム（解析コード）の概要・SuperFLUSH」に示す。

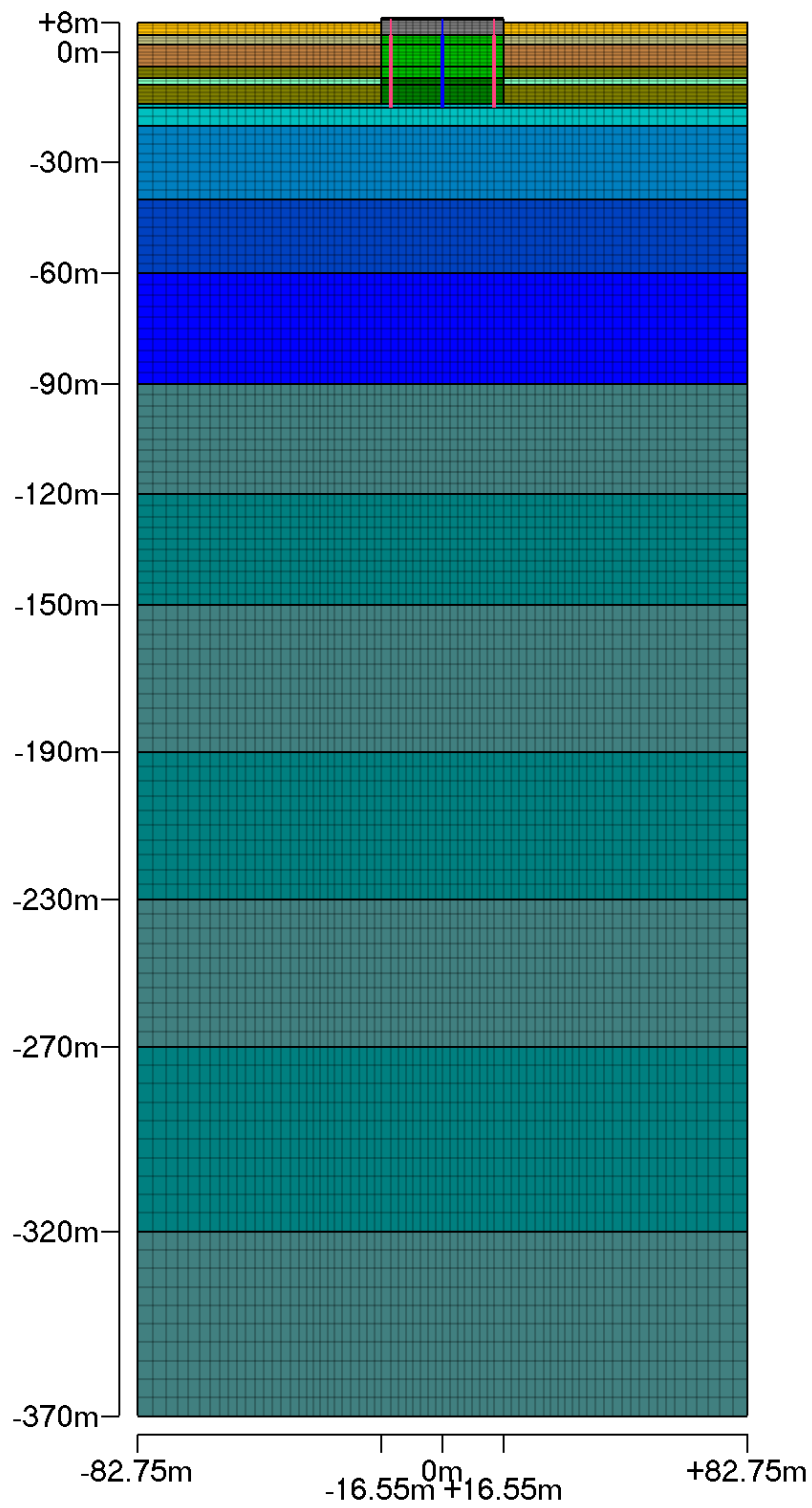


図 2-2-5 2次元 FEM モデル図 (全体)

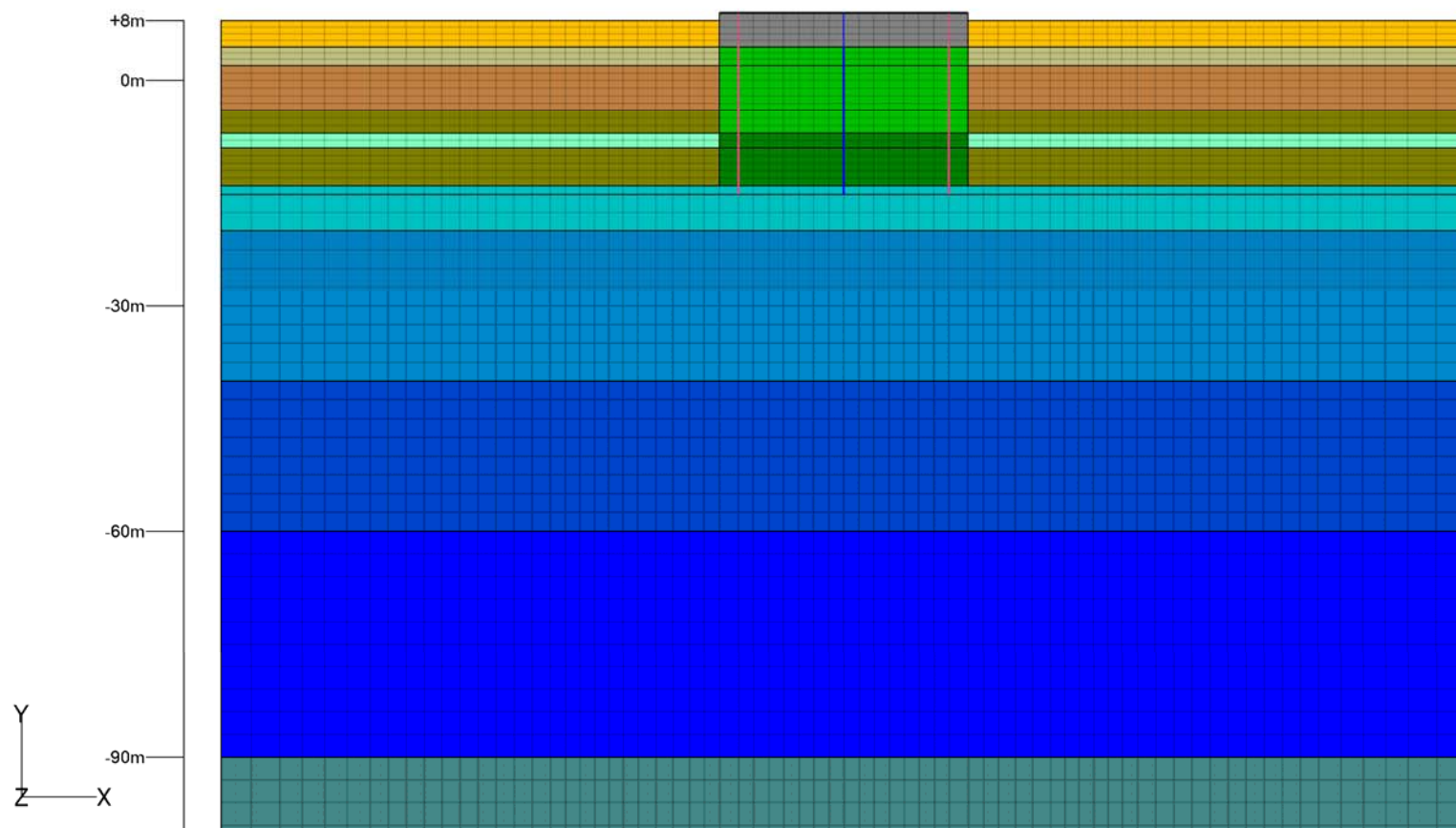


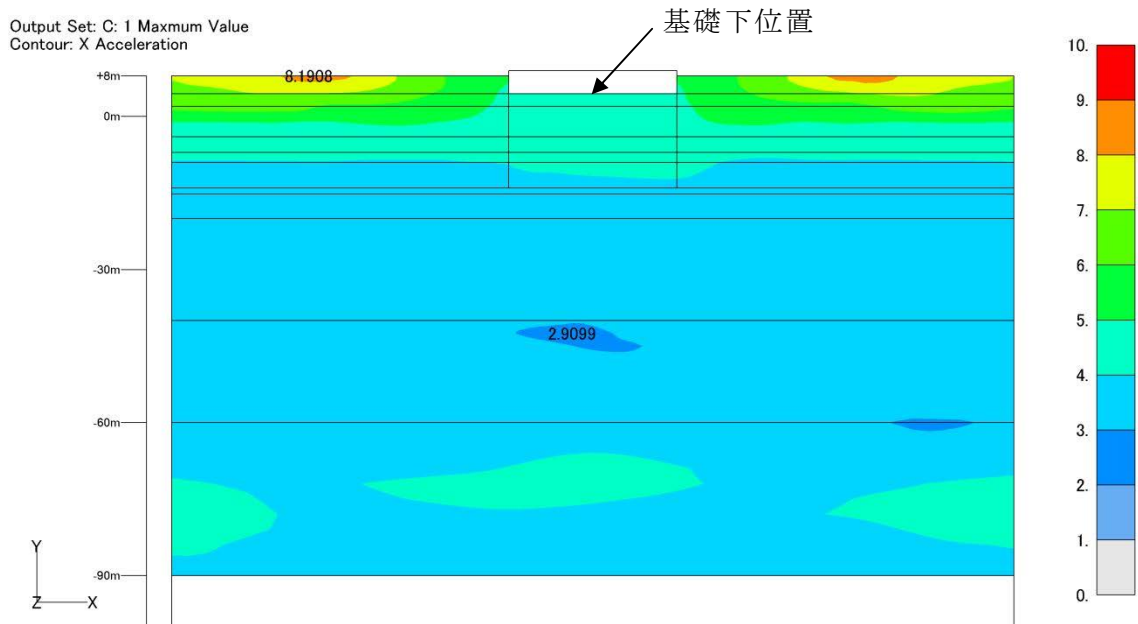
図 2-2-6 2次元 FEM モデル図 (改良体周辺)

(3) 解析結果

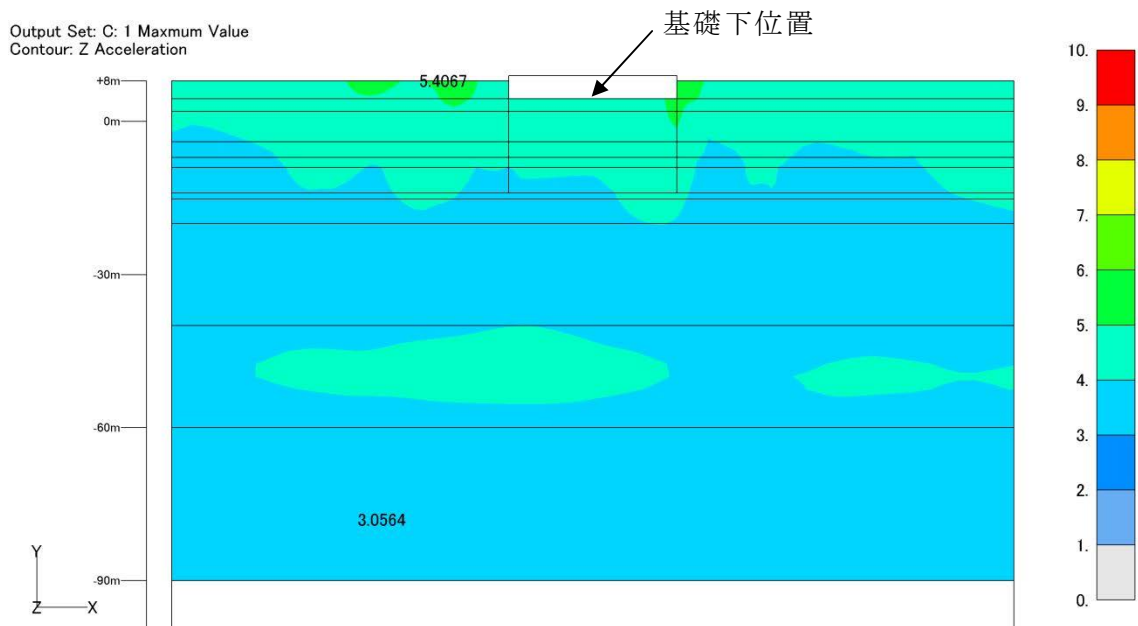
a. 2次元 FEM による解析結果

2次元 FEM による最大加速度の解析結果（コンタ図）を，図 2-2-7 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/s^2)



(b) 鉛直成分 (単位: m/s^2)

図 2-2-7 最大加速度の解析結果 (コンタ図)

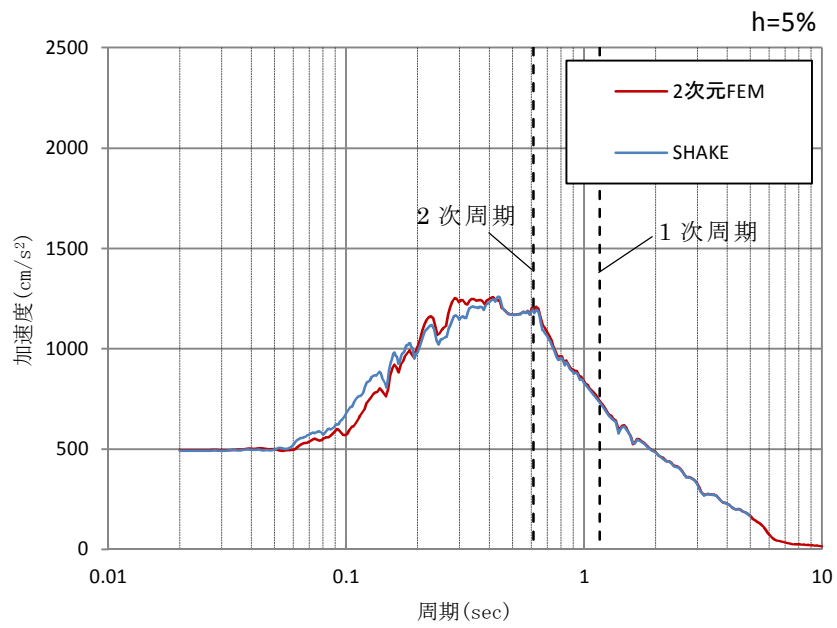
b. 2次元 FEM と SHAKE による結果の比較

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 2-2-7 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。

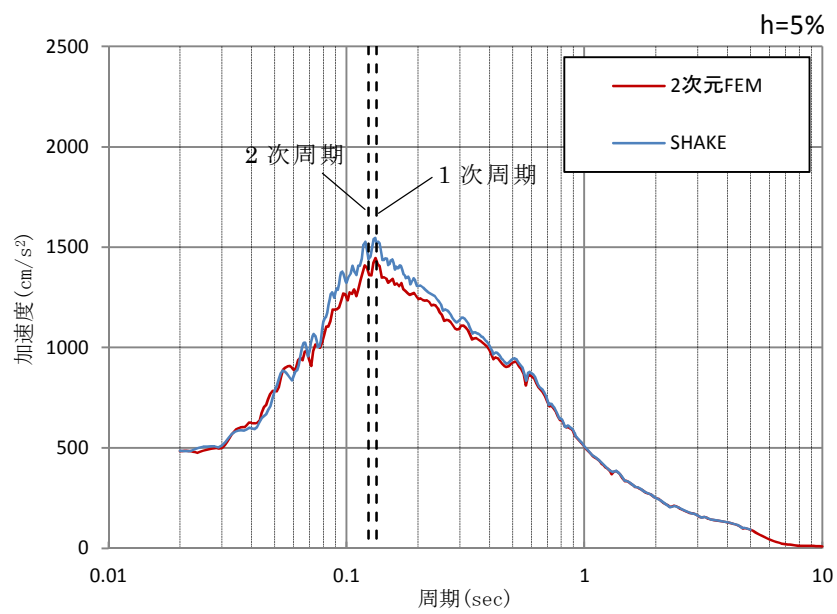
また、求めた入力地震動の加速度応答スペクトルの比較を図 2-2-8 に示す。水平方向について、主排気筒の固有周期は 1 次で 1.164 秒、2 次で 0.614 秒であり、この周期帯では 2次元 FEM と SHAKE による結果はほぼ一致する。鉛直方向について、排気筒の固有周期は 1 次で 0.134 秒、2 次で 0.124 秒であり、この周期帯では SHAKE による結果が、2次元 FEM による結果を上回っている。

表 2-2-7 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 2-2-8 2次元 FEM と SHAKE による結果の比較 (加速度応答スペクトル)

2.3 地震応答解析モデル

2.3.1 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		—	—	—	—	—	—
EL. 125543	φ4532.0×16.0 SS400	—	—	—	—	—	—
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

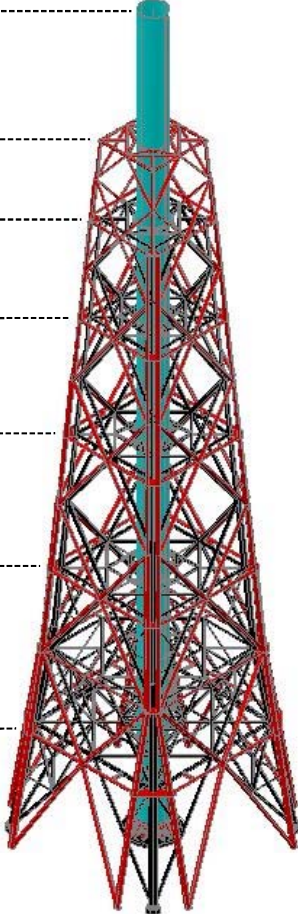


図 2-3-1 主排気筒の筒身及び鉄塔の主要部材断面の仕様

2.3.2 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 2-3-2 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^{(注1), (注2), (注3), (注4), (注5)}

(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 2-3-2 JEAG 4601-1987 の設計用減衰定数の抜粋

2.3.3 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 2-3-3 に示す。

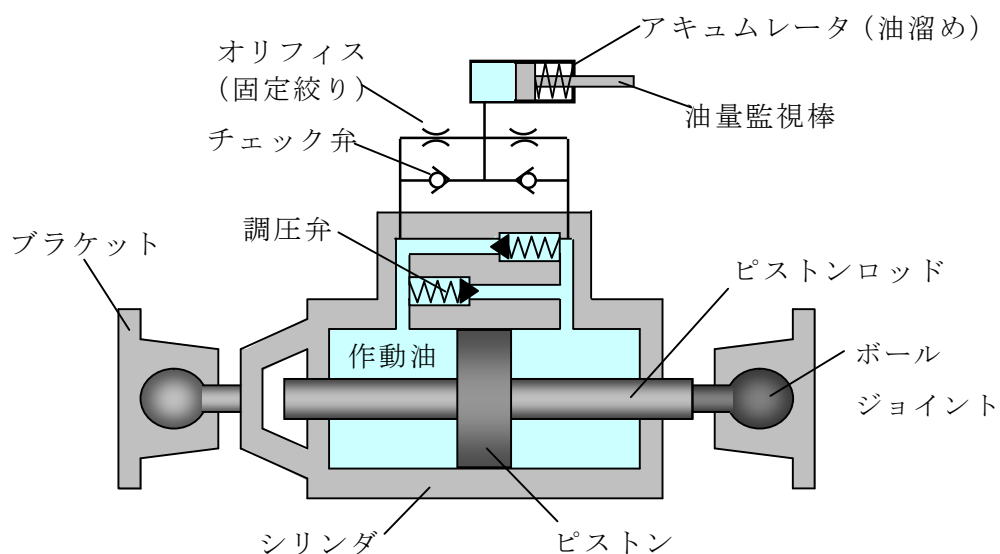


図 2-3-3 オイルダンパの内部機構概念図

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 2-3-4 にハニカムダンパ外形を、図 2-3-5 にハニカムダンパ外観を示す。

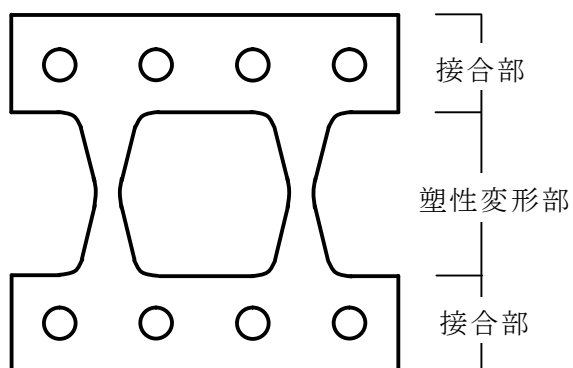


図 2-3-4 ハニカムダンパ外形

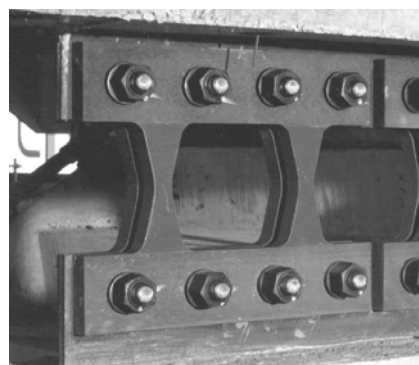


図 2-3-5 ハニカムダンパ外観

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 2-3-1 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 2-3-1 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 2-3-2 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 2-3-3 に示すとおりとなる。

表 2-3-2 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 2-3-3 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 2-3-6 に示す。

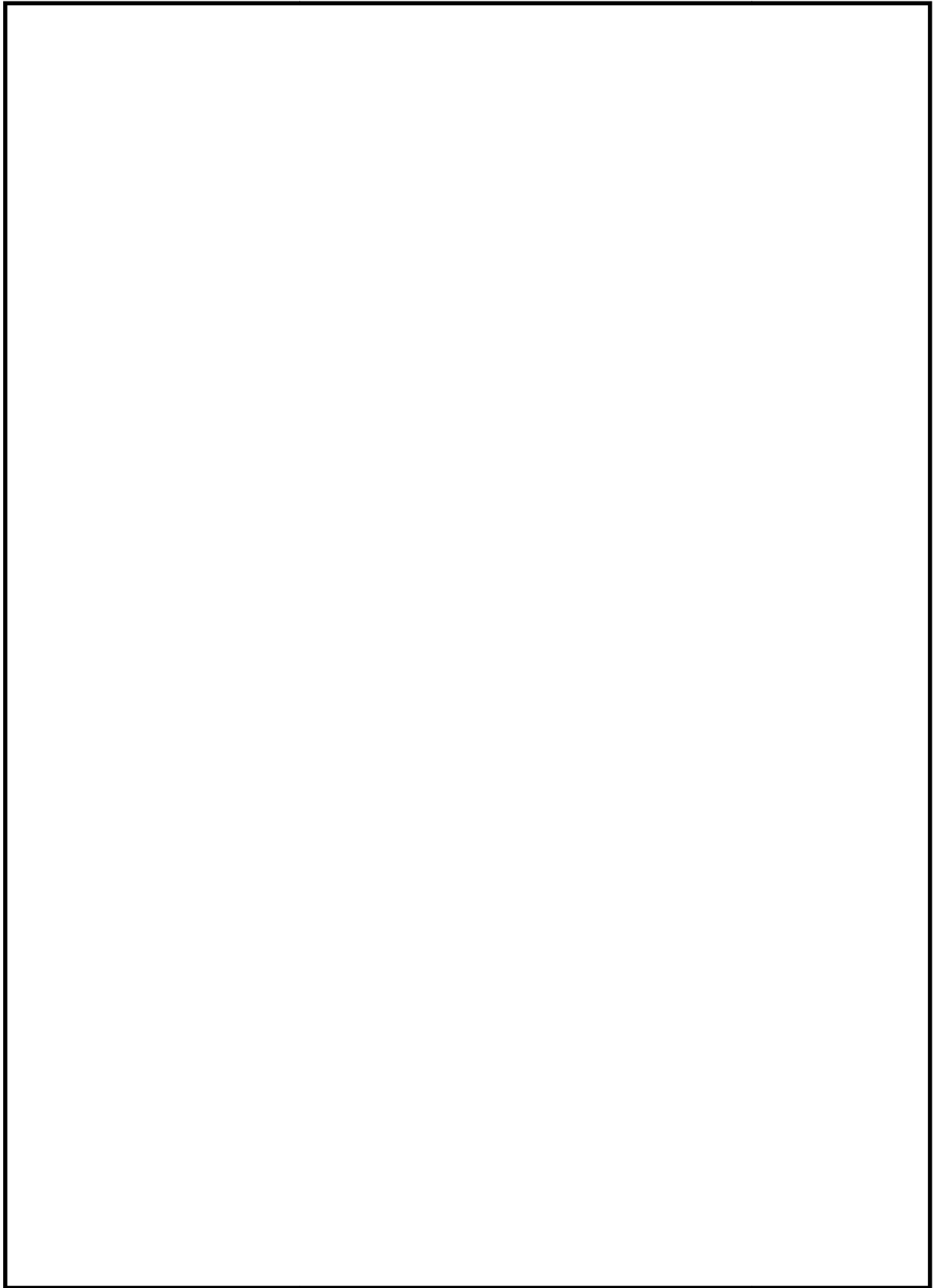


図 2-3-6 建築構造用低降伏点鋼材 BT-LYP225 の大臣認定書

また、弾塑性特性については、実大試験体による加力実験を行い確認している。実験結果に基づき、弾塑性特性のモデル化は次式で定める Normal Trilinear 型とする。

第1折点 $Q_1 =$ 全塑性モーメントによる降伏荷重

第2折点 $Q_2 = 1.6 \times Q_1$

第1剛性 $K_1 =$ 弾性剛性 ($= 0.45H$, H : ダンパ部高さ)

第2剛性 $K_2 = 0.10 \times K_1$

第3剛性 $K_3 = 0.05 \times K_1$

図 2-3-7 に一定振幅繰返し加力試験 (最大部材角 1/6) から求めた復元力特性 (第3サイクル) を示し、Normal Trilinear 型の復元力モデルとの対応を示す。

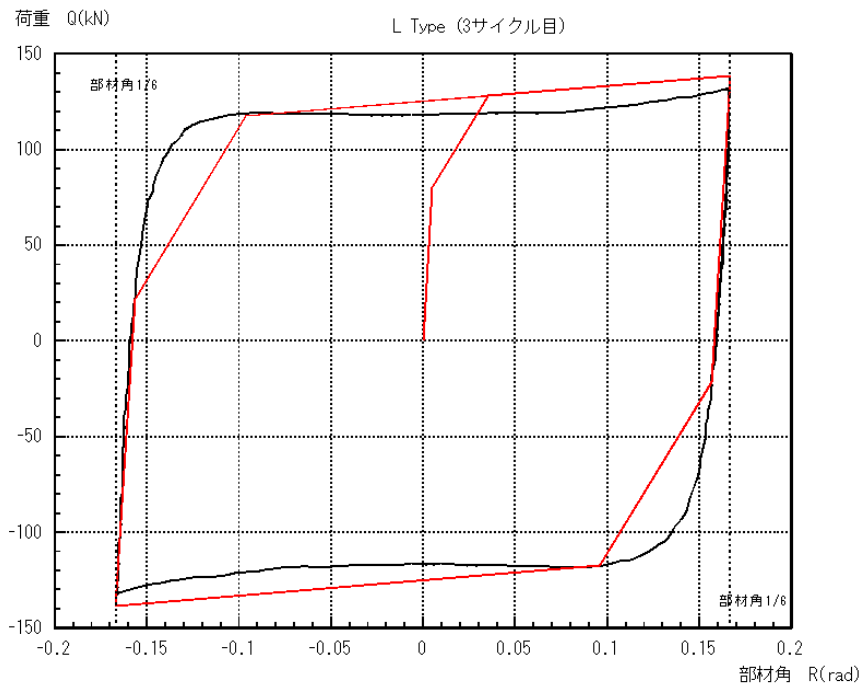


図 2-3-7 弾塑性ダンパの弾塑性特性 ($t=20\text{mm}$ 2 歯 第3サイクル)

(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 2-3-8 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。

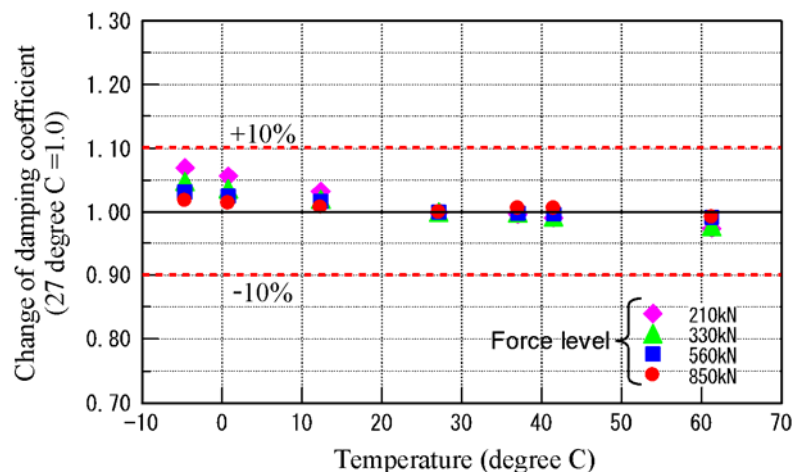


図 2-3-8 温度依存性の実験結果の例*

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。

2.3.4 質点系モデルの設定方法

(1) 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2-3-9に示す。

(2) 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。

(3) 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。

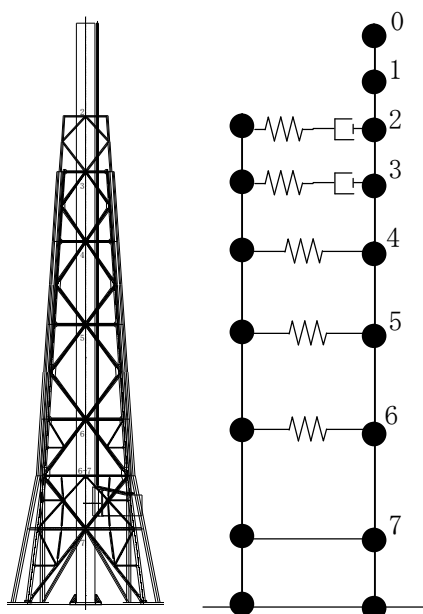
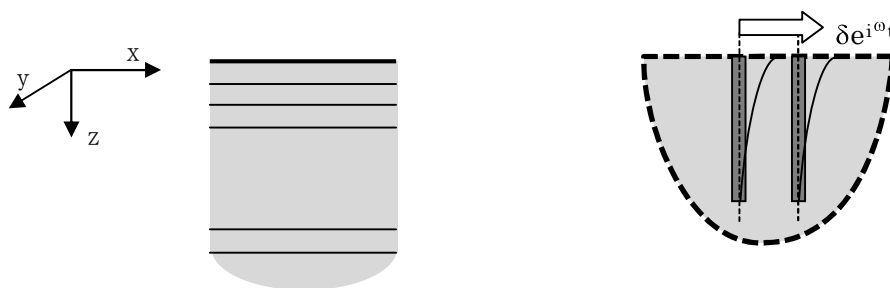


図 2-3-9 主排気筒の構造と質点系モデルの対応

2.3.5 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 2-3-10(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。



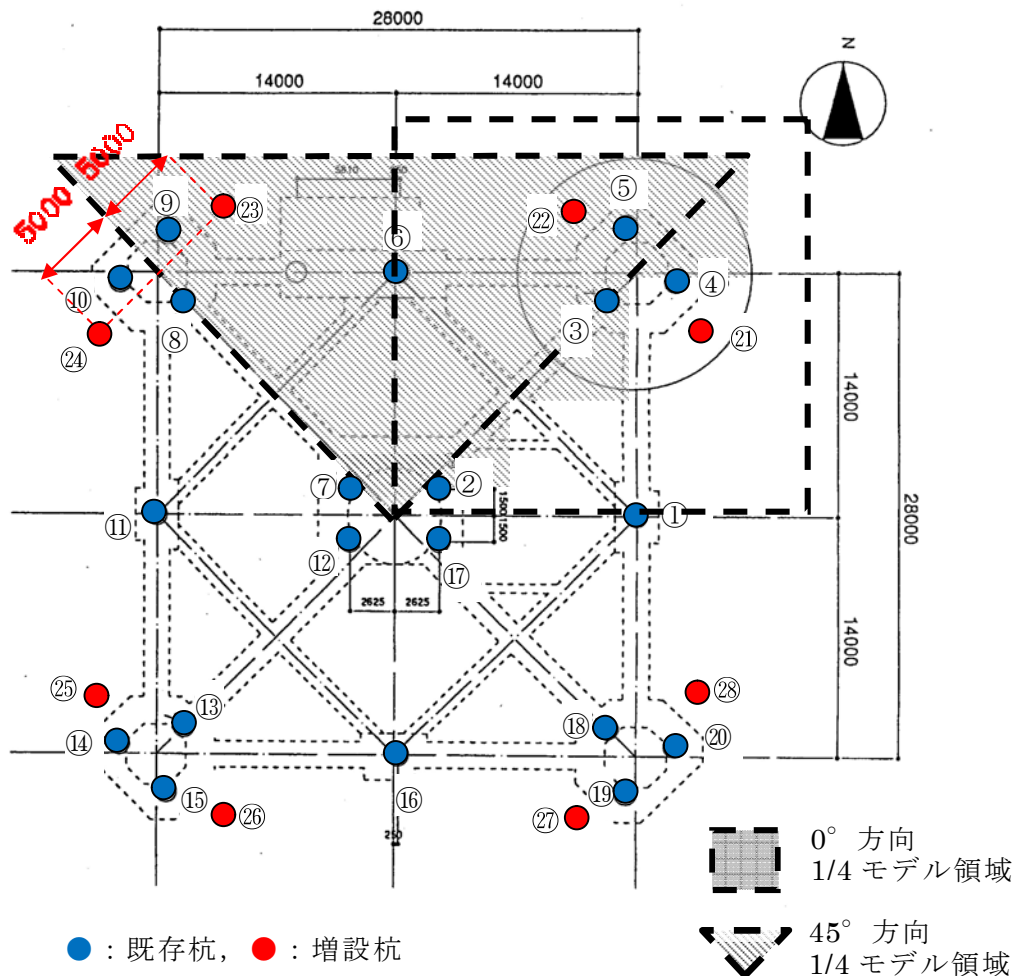
(a) 半無限成層と仮定された地盤

(b) 群杭―地盤系の杭頭位置で加振し変形を算定

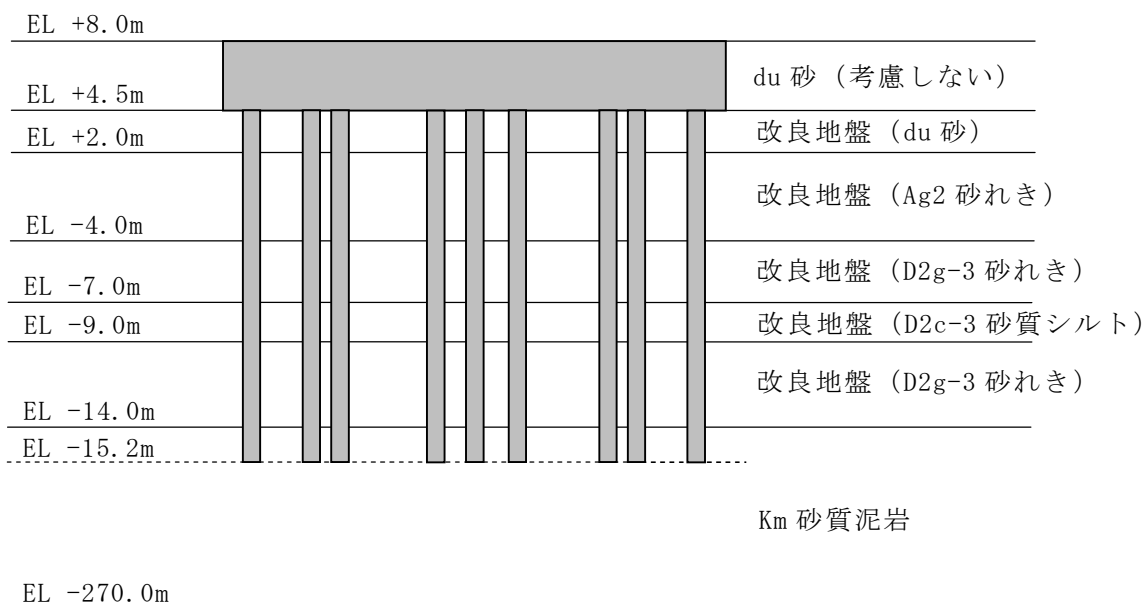
図 2-3-10 薄層要素法による杭―地盤連成系による地盤ばねの評価法

(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 2-3-11(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

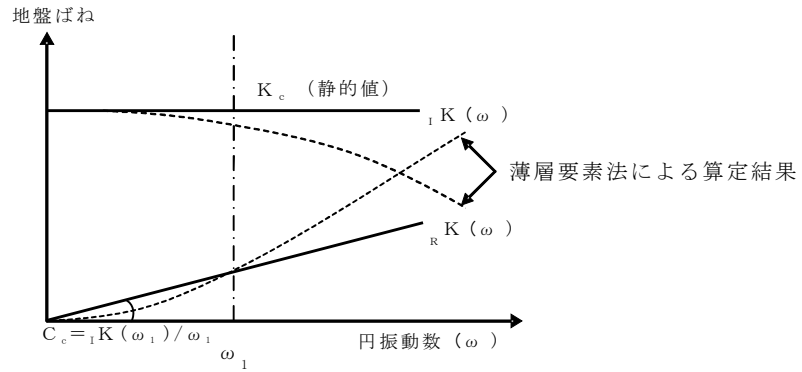


(b) 地盤モデル

図 2-3-11 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 2-3-12 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_c で定式化

図 2-3-12 地盤ばねの評価方法

3. 主排気筒の基礎の耐震計算

3.1 基礎の評価

3.1.1 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3-1-1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3-1-2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。

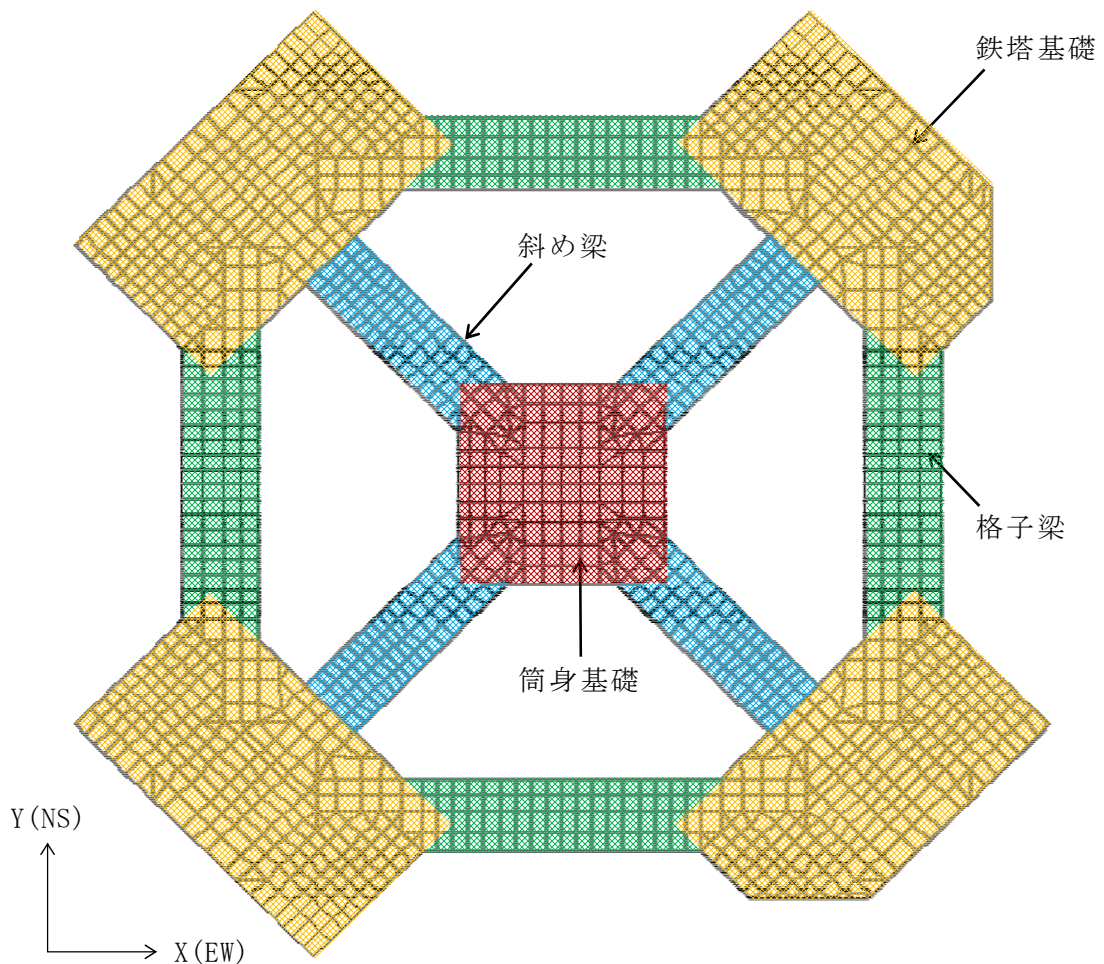


図 3-1-1 主排気筒基礎の応力解析モデル

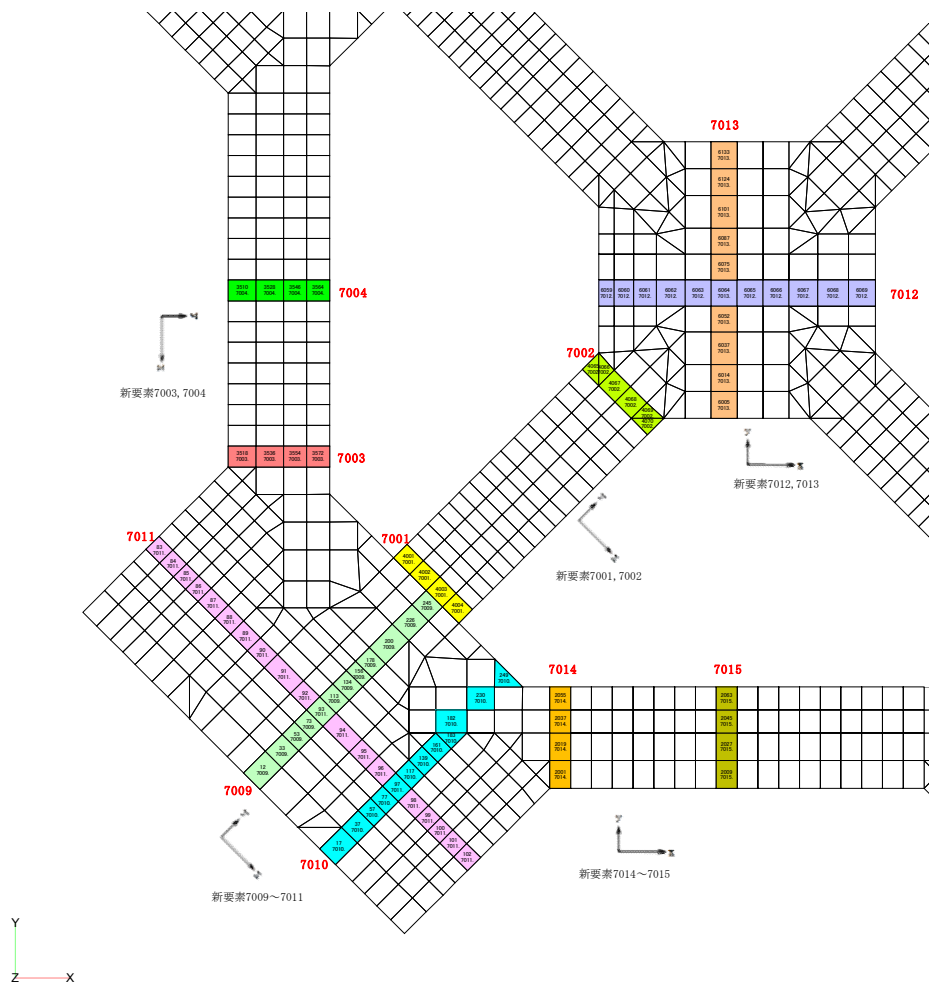


図 3-1-2 主排気筒基礎の評価断面算定位置

3.2 杭の評価

3.2.1 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 3-2-1 に杭の諸元を示す。

表 3-2-1 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 3-2-1 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度 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) ${}_T R_{ua}$

${}_T R_{ua}$ = 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度 kN/m²

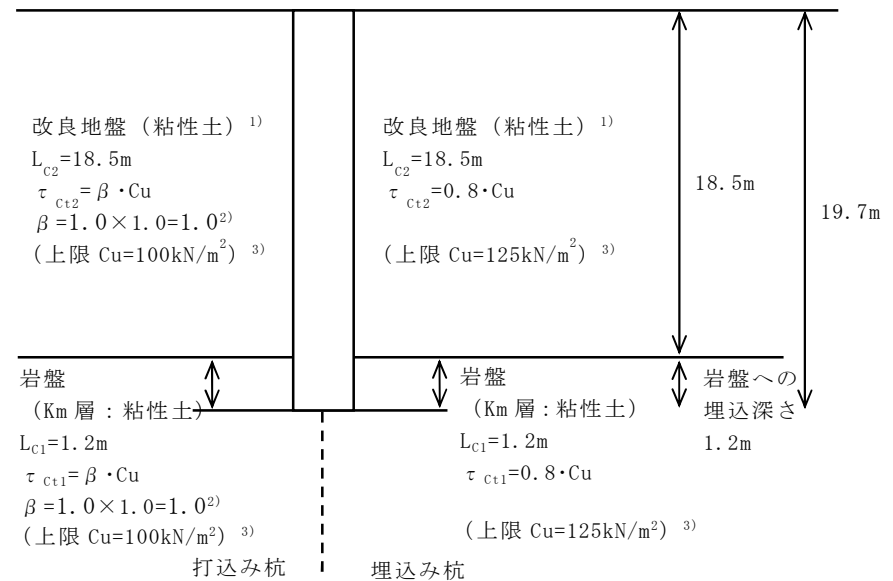
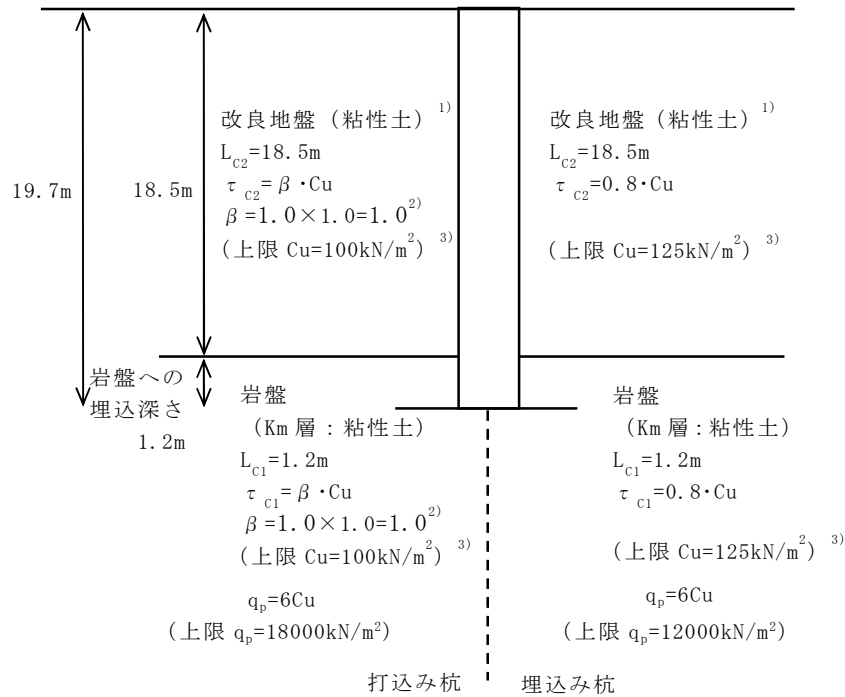
L_{ci} : 粘性土の i 層における杭の長さ m

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 3-2-1 杭の鉛直支持力及び引抜き抵抗力の算定プロセス

3.2.2 周辺地盤の液状化による影響

(1) 改良地盤の変形による杭への影響について

主排気筒の基礎直下の地盤は、支持する岩盤まで地盤改良を施す計画としている。地盤改良は高圧噴射攪拌工法（セメント改良）であり、改良地盤の変形は非常に小さく、地盤が杭に及ぼす影響は小さいと考えられる。

ここで、改良地盤の変形量として、主排気筒の基準地震動 S_s に対する SHAKE による地盤応答解析（地盤物性値は基本ケース）のうち、改良地盤の範囲（EL. -15.2m~EL. +4.5m）における相対変位分布を整理した。

杭先端位置である EL. -15.2m を基準とした場合の相対変位分布を、図 3-2-2 に示す。同図に示すように、EL. -15.2m に対する EL. +4.5m での最大相対変位は 4.0mm ($S_s - D1$) である。その値は、杭の長さ 19.7m に対し、変形角では 1/4925 であり非常に小さい。したがって、改良地盤が杭に及ぼす影響は小さいと考える。

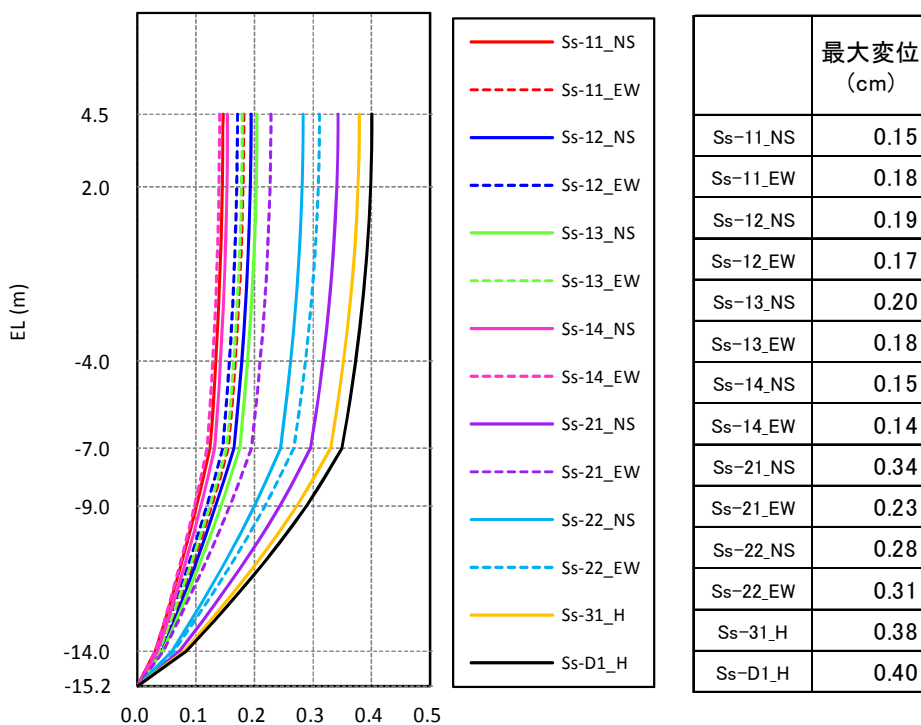


図 3-2-2 EL. -15.2m を基準とした場合の相対変位分布

また、周辺地盤の変形が改良地盤に与える影響については、改良地盤の近傍と遠方における地盤の変形量の違いにて確認した。

ここで、「2.2.2 地盤改良体を水平成層モデルと扱うことの妥当性」において実施した、2次元 FEM 解析により得られた S_s-D1 に対する周辺地盤の最大せん断ひずみのコンタ図を、図 3-2-3 に示す。図 3-2-3 より、周辺地盤の最大せん断ひずみは、改良地盤から離れるところでは大きいですが、改良地盤付近では小さくなることが読み取れる。これに対し、改良地盤部分のひずみは、周辺地盤の影響を受けず、非常に小さいことが確認できる。なお、本解析は、周辺地盤の液状化の影響は考慮しない SuperFLUSH を用いた全応力解析であるため、周辺地盤の剛性は液状化を想定した場合よりも高く、改良地盤に加わる土圧は液状化を考慮する場合よりも大きな値であると考えられる。したがって、周辺地盤の変形は液状化を考慮した場合であっても改良地盤に与える影響は小さいと考える。

また、杭は改良地盤を介して周辺地盤の影響を受けるが、上記の通り周辺地盤の変形が改良地盤に与える影響は小さいため、SHAKE のひずみ分布で示したと同様に、周辺地盤および改良地盤の変形が杭に及ぼす影響は小さいと考える。

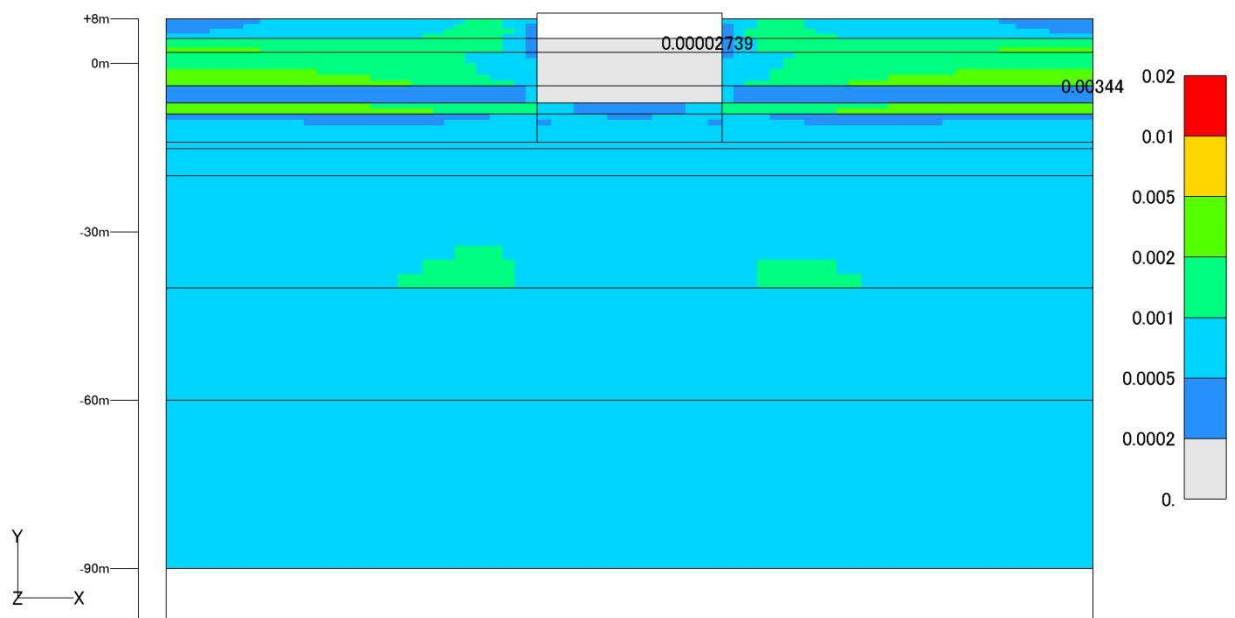


図 3-2-3 最大せん断ひずみのコンタ図 (S_s-D1 , 単位: -)

4. 非常用ガス処理系排気筒の耐震計算

4.1 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 4-1-1 に示す。

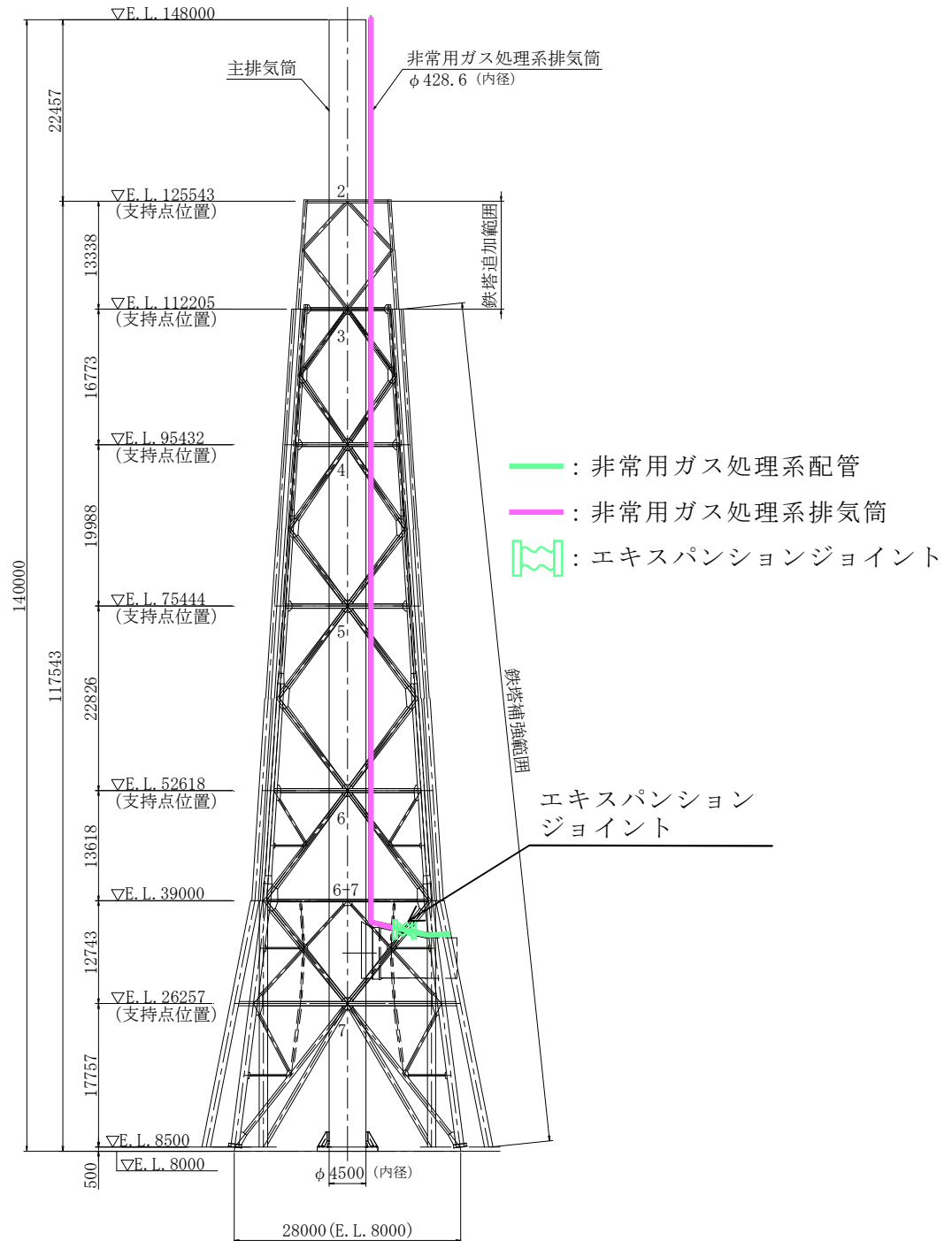


図 4-1-1 エキスパンションジョイントの設置位置