

柏崎刈羽原子力発電所 5 号機  
原子炉格納容器スタビライザの  
耐震強化工事と耐震安全性評価について  
(コメント回答資料)

平成 22 年 8 月 2 日  
東京電力株式会社

<ご質問内容>

- ① 溶接時の入熱によりボルトが緩むことはないのか。
- ② 溶接とボルト締結の複合構造物に外荷重が作用した場合、溶接部が先に破断することが懸念されるが、ボルトと溶接部で荷重を分担する考え方が妥当なのか。
- ③ ストップを取り付けたことにより、面外方向に圧縮力を受けることから、座屈による影響はないのか。

①～③は、第 54 回 WG におけるご質問を示す。

① 溶接時の入熱によりボルトが緩むことはないのか。

(平成 22 年 7 月 23 日 構造 WG(第 54 回))

<回答>

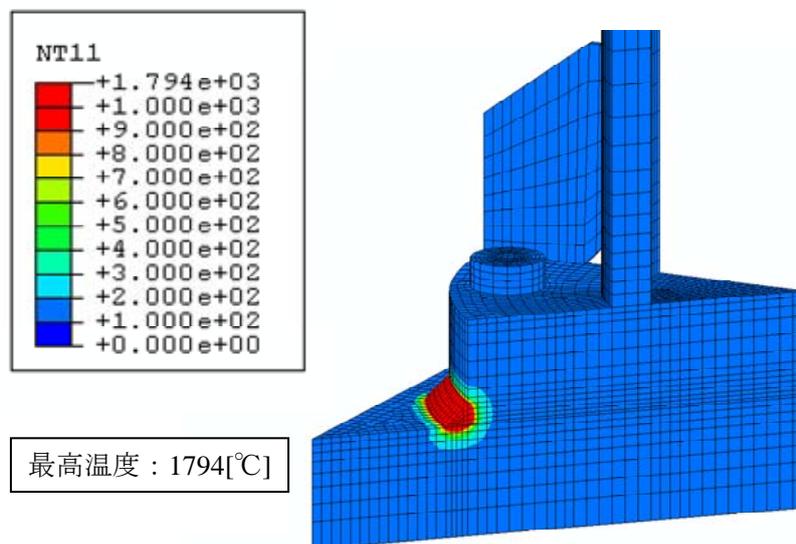
原子炉格納容器スタビライザ（以下、「PCV スタビライザ」という）のボルト締結部に隅肉溶接を追加することで、締結部の引張耐力を増強した。ここでは、溶接とボルトで結合されたフランジ部に、溶接の入熱を模擬した FEM 解析を行い、溶接時の入熱がボルトの初期締付力に与える影響を確認した。

その結果、溶接時の入熱による影響は局所的であって、ボルトの初期締付力の低下は軽微であることを確認した。

表①-1 FEM解析で確認したボルトの引張荷重及びフランジ面接触荷重の変化量 [kN]

項目	溶接前	溶接後	変化量
ボルトの 引張荷重	187*	159	-28
<参考>			
フランジ 面接触荷重	187	655	+468
溶接部 引張荷重	—	496	—

\* ボルトの初期締付力によって生じているボルトの引張荷重。設計時の締付力管理値 233.9 [kN/本]に対して施工時のばらつきを仮定し、管理値の 80%で解析上設定した。



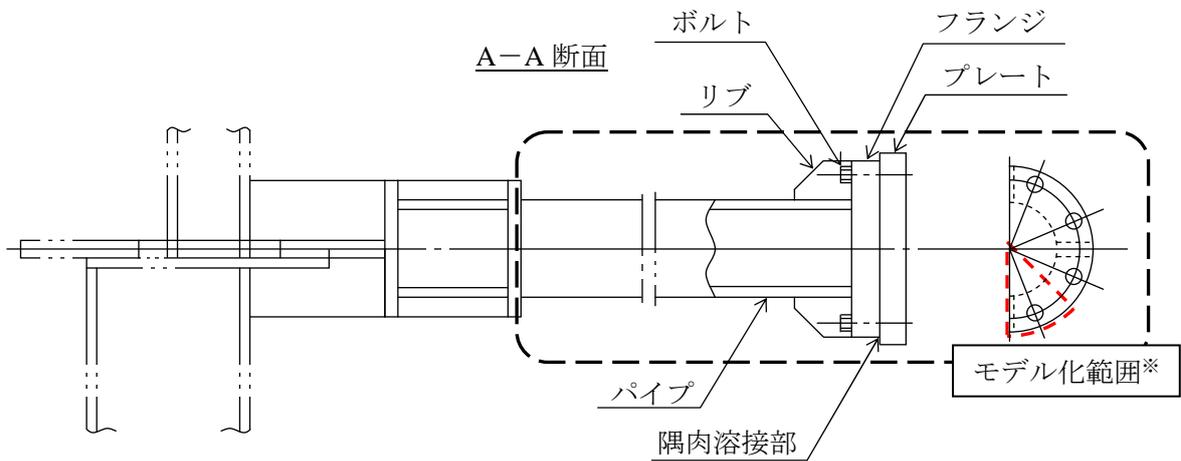
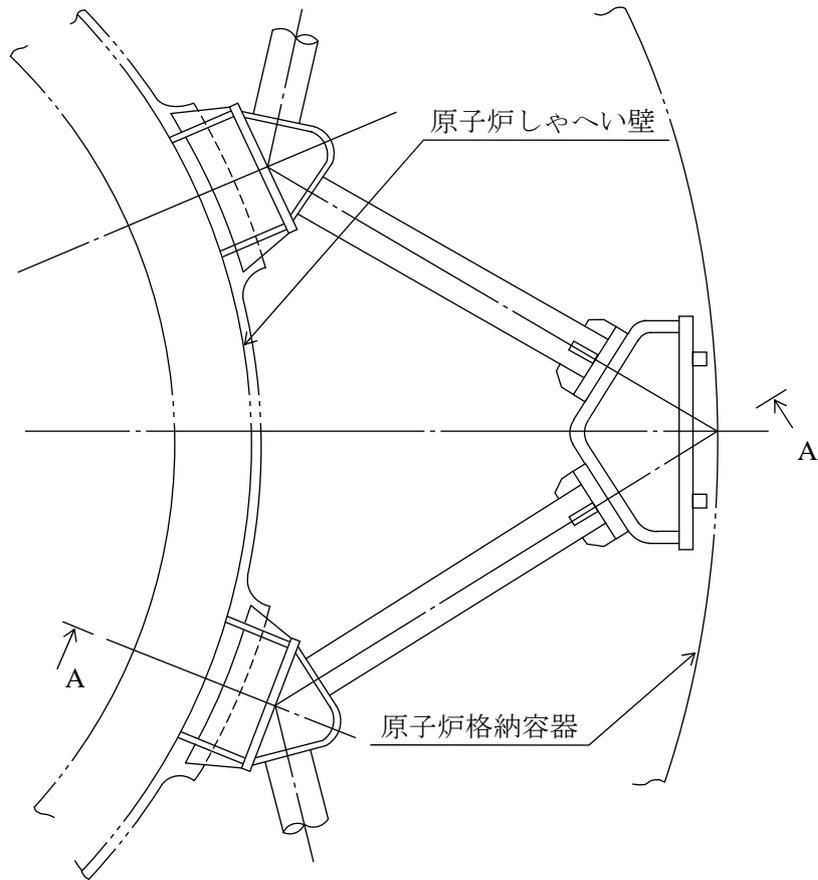
図①-1 溶接の入熱による温度分布図

## ＜補足＞解析モデルと解析諸元

### (1) 解析モデル

解析対象は、PCV スタビライザの以下の部位とし、対称性を考慮して 1/8 セクタモデルとした。モデル化の範囲と解析モデルを図①－2に示す。

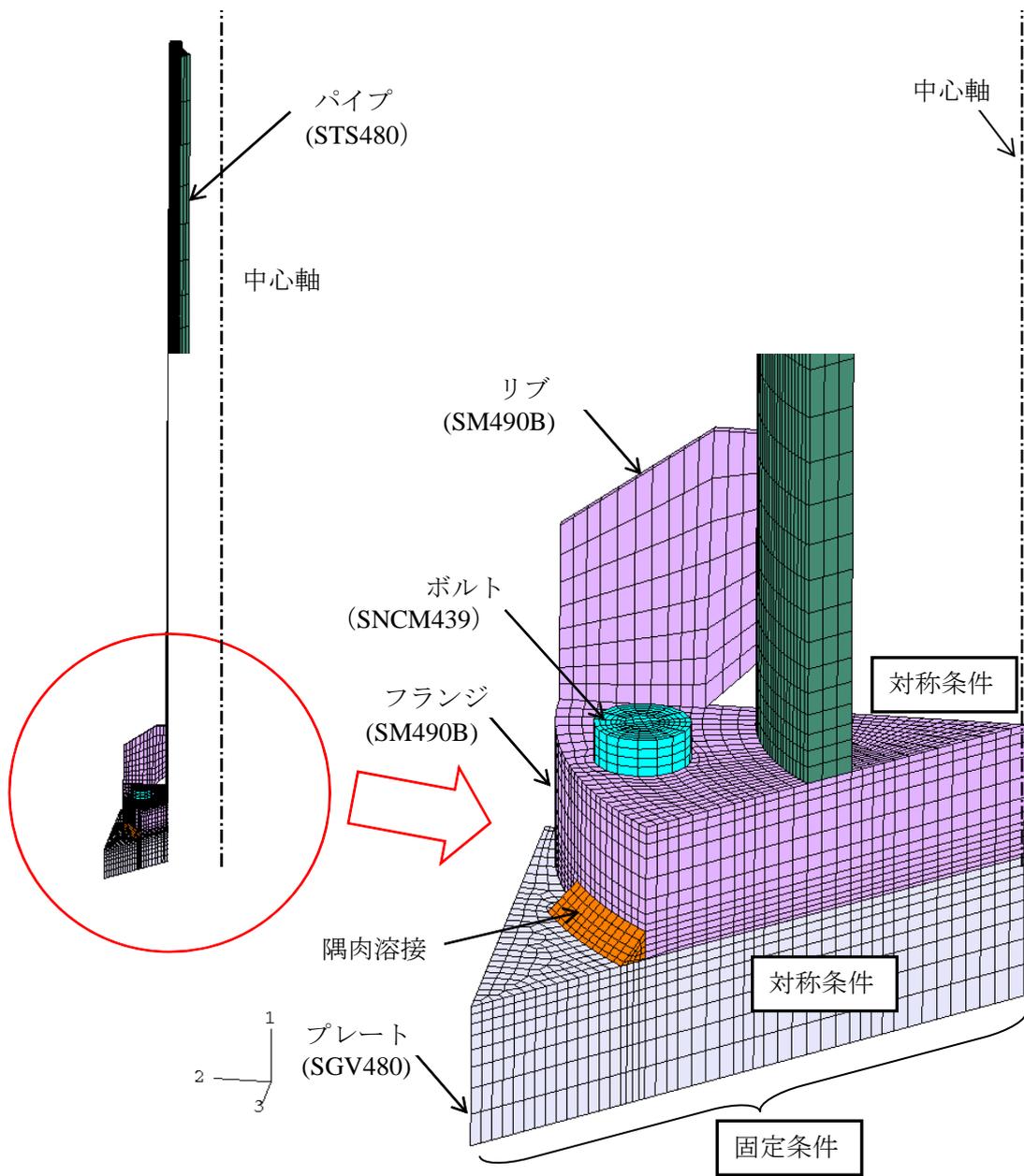
- ・ フランジ
- ・ プレート
- ・ 隅肉溶接部
- ・ リブ
- ・ パイプ
- ・ ボルト



※黒破線の範囲を 1/8 セクタモデル（赤破線の範囲）でモデル化

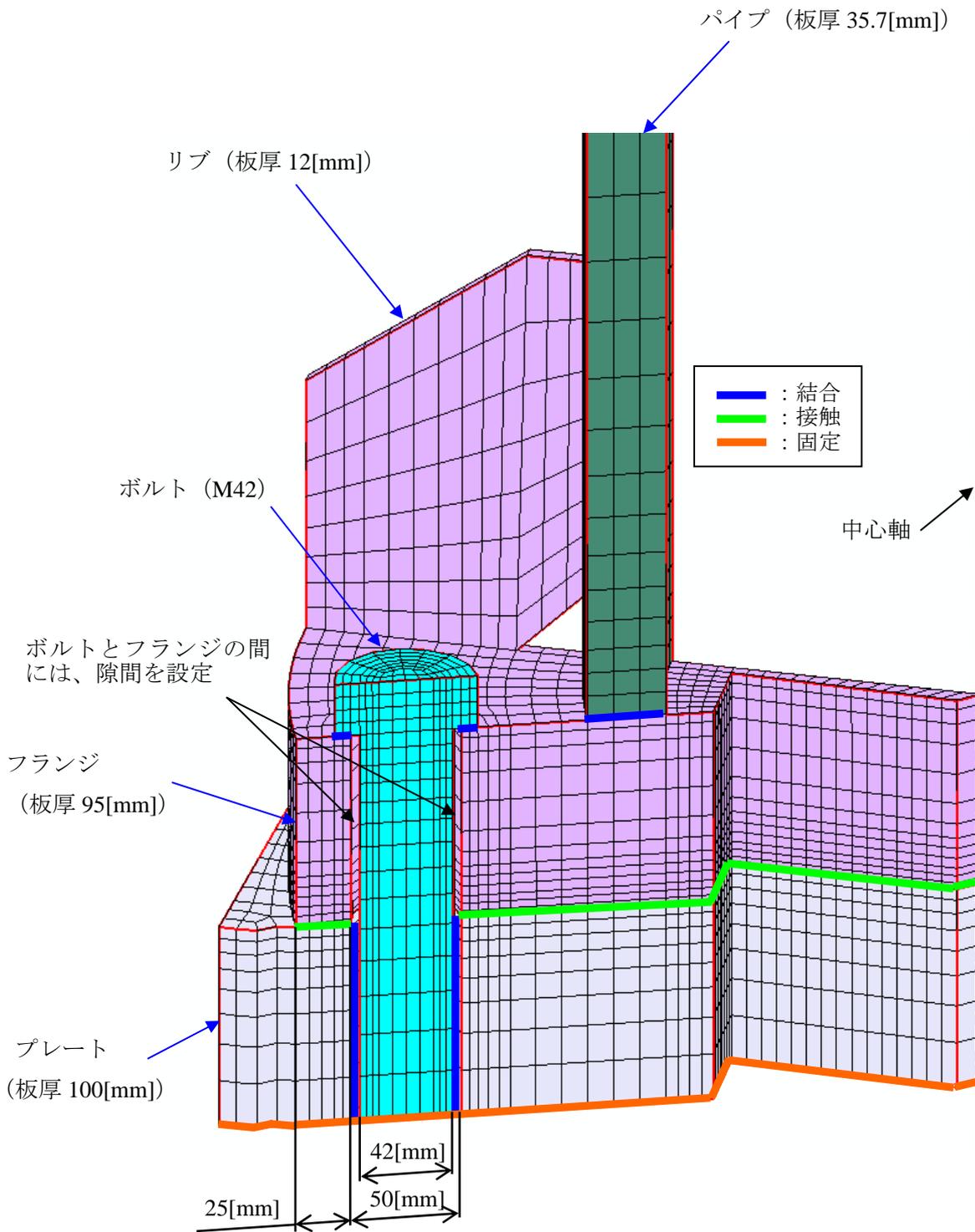
(a) モデル化範囲

図①-2 解析モデル (1/3)



(b) 1/8 セクタモデル

図①-2 解析モデル (2/3)



(c) 1/8 セクタモデル ボルト断面詳細

図①-2 解析モデル (3/3)

(2) 解析諸元

解析に必要な各部の熱的な物性値及び応力-ひずみの関係は、原則として表①-2に示す参考文献[1]に基づいた。解析対象部の材料及び解析に適用した物性値を表①-2に示す。また、各材料に適用した応力-ひずみ線図を図①-3に示す。

表①-2 材料及び解析に適用した物性値

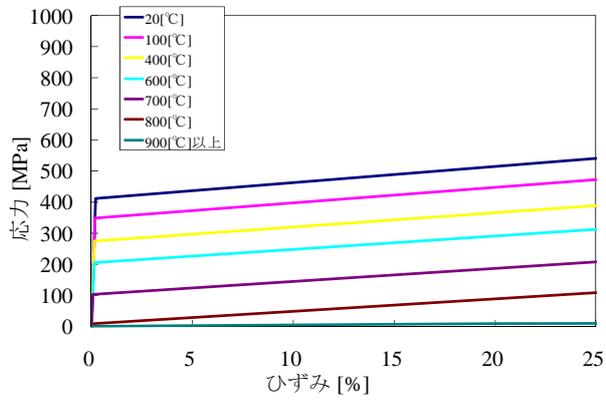
No.	品名/ 材料	—	密度	比熱	熱伝導率	線膨張 係数	縦弾性 係数*1	降伏点*1
			[ $\times 10^3$ kg/m <sup>3</sup> ]	[ $\times 10^2$ J/(kg $\cdot$ °C)]	[ $\times 10$ W/(m $\cdot$ °C)]	[ $\times 10^{-5}$ /°C]	[ $\times 10^5$ MPa]	[ $\times 10^2$ MPa]
1	フランジ SM490B	参考文献	[1]	[1]	[1]	[1]	[1]	[1]
		20[°C]	7.85	4.12	4.52	1.15	2.03	4.12
		800 [°C]	7.56	8.90	1.75	1.45	0.06	0.01
2	プレート SGV480	参考文献	[1]	[1]	[1]	[1]	[1]	[1]
		20[°C]	7.85	4.12	4.52	1.15	2.03	4.12
		800 [°C]	7.56	8.90	1.75	1.45	0.06	0.01
3	隅肉 溶接部	参考文献	[1]	[1]	[1]	[1]	[1]	[1]
		20[°C]	7.85	4.12	4.52	1.15	2.03	5.20
		800 [°C]	7.56	8.90	1.75	1.45	0.06	0.01
4	リブ SM490B	参考文献	[1]	[1]	[1]	[1]	[1]	[1]
		20[°C]	7.85	4.12	4.52	1.15	2.03	4.12
		800 [°C]	7.56	8.90	1.75	1.45	0.06	0.01
5	パイプ STS480	参考文献	[1]	[1]	[1]	[5]	[3]	[3]
		20[°C]	7.85	4.12	4.52	1.005	2.02	2.75
		400 [°C]	7.71	6.51	3.56	1.371	1.70	1.92
6	ボルト SNCM439	参考文献	[6]	[2]	[2]	[5]	[4]	[4]
		20[°C]	7.85	4.39	3.63	1.114	2.05	8.85
		350 [°C]	7.85	5.73	3.62	1.336	1.83	6.44

注記：各々の欄の上段に解析に用いた物性値の出典とした参考文献\*2を示し、参考用に中段に20[°C]、下段に代表温度の値を示す。

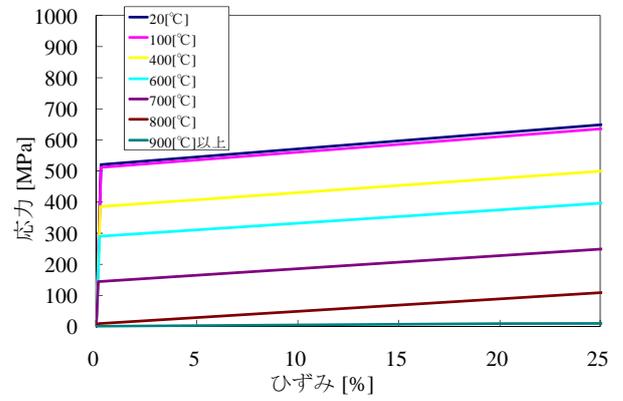
\*1 応力-ひずみ線図の関係で考慮

\*2 表中の参考文献を以下に示す。

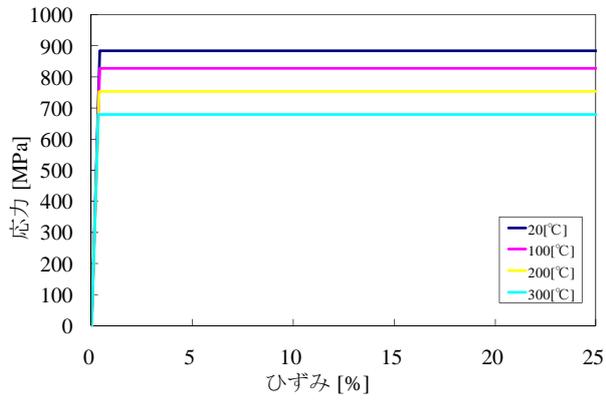
- [1] 学位論文「溶接構造物の残留応力解析手法の開発とその強度評価への応用に関する研究」望月正人 1997年9月
- [2] ASME Boiler & Pressure Vessel Code Section II Part D (Metric) (2007 Ed, 2009A) (ボルト (SNCM439) の熱的物性値は、参考文献[1]に記載が無いため)
- [3] 設計・建設規格 (JSME S NC1-2005) の設計降伏点  $S_y$ 、縦弾性係数  $E$  に基づく弾完全塑性体 (パイプは溶接入熱の影響は受けないと考えられることから)
- [4] 設計・建設規格 (JSME S NC1-2005) の設計降伏点  $S_y$ 、縦弾性係数  $E$  に基づく弾完全塑性体 (ボルト (SNCM439) の応力-ひずみ関係は、参考文献[1]に記載が無いため)
- [5] 設計・建設規格 (JSME S NC1-2005) の線膨張係数
- [6] 温度条件によらず炭素鋼の代表値  $7.85 \times 10^3 [\text{kg/m}^3]$  一定とした。



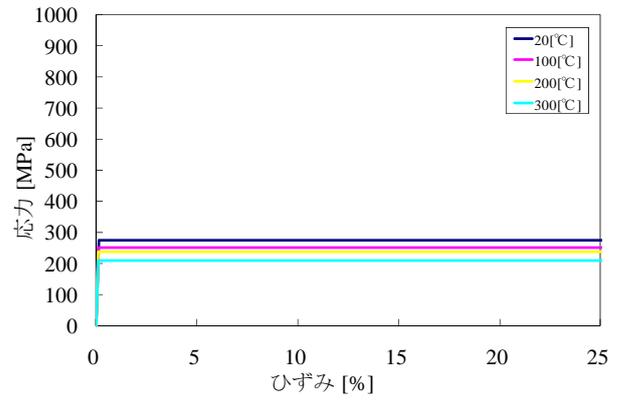
(a) SM490B, SGV480



(b) 隅肉溶接



(c) SNCM439



(d) STS480

図①-3 解析に適用した応力-ひずみ線図

### (3) 荷重負荷のステップ

溶接ひずみの影響を考慮するため、溶接を模擬した熱弾塑性解析とした。

施工順序を模擬するため、以下に示すステップで荷重を負荷し、ステップ2にて溶接による影響を確認した。

#### (a) ステップ1：ボルトの初期締付力導入

ボルトの初期締付力は、設計時の締付力管理値 233.9[kN/本]に対して施工時のばらつきを仮定し、管理値の80%である187[kN/本]で解析上設定した。

ボルトの初期締付力は、施工時のばらつきを仮定し、設計時の締付力管理値 233.9[kN/本]の下限值（管理値の80[%]）である187[kN/本]とした。

#### (b) ステップ2：隅肉溶接部を発生

実機の溶接では複数層複数パスの溶接が行われているが、解析上の模擬は簡易的に全層全パスを一度に付加した。

溶接前後のボルトの応力状態を比較し、残留ひずみがボルト初期締付力に与える影響を確認した。

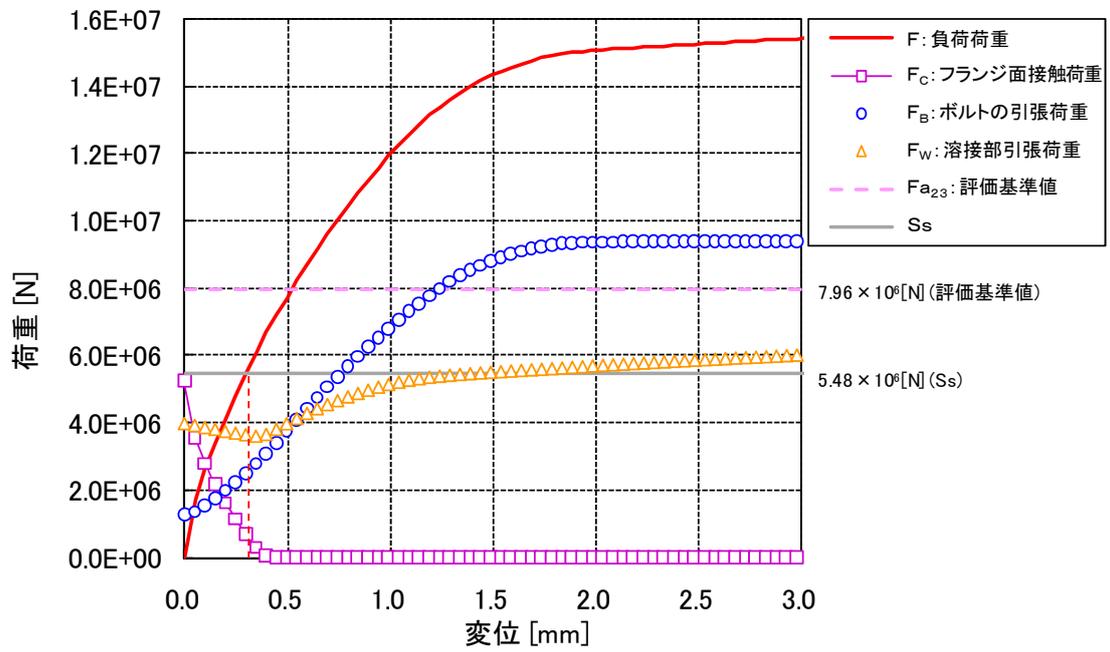
② 溶接とボルト締結の複合構造物に外荷重が作用した場合、溶接部が先に破断することが懸念されるが、ボルトと溶接部で荷重を分担する考え方が妥当なのか。  
(平成 22 年 7 月 23 日 構造 WG(第 54 回))

<回答>

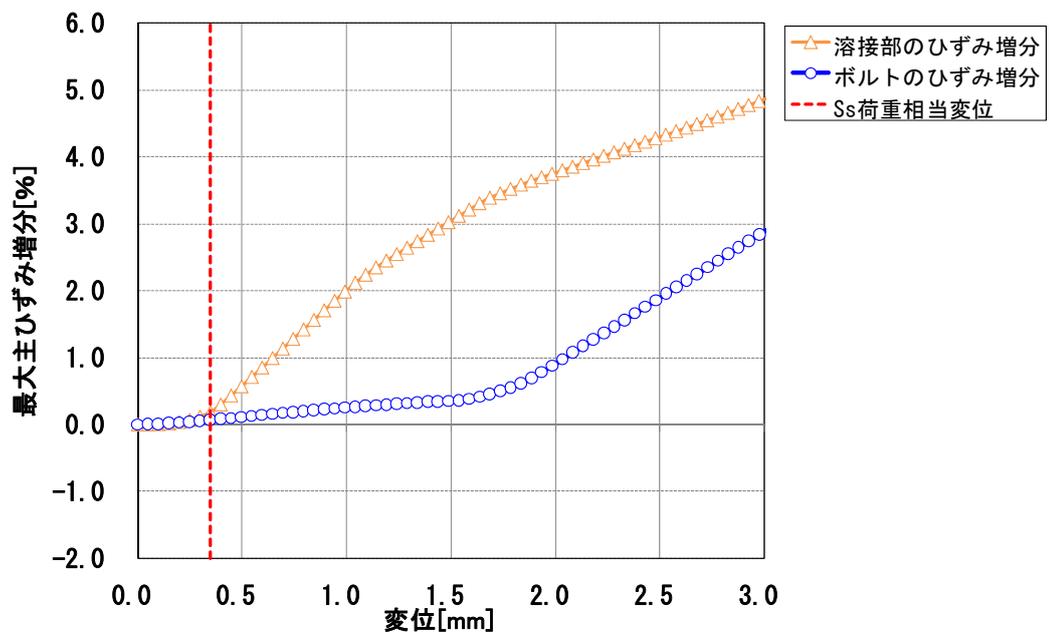
当該部の溶接は日本機械学会の「発電用原子力設備規格 溶接規格（2007 年版）JSME S NB1-2007」に準じ、適切に管理された施工法を用いている。そのため溶接部には構造強度上有意な欠陥があるとは考えがたく、母材と同等以上の強度を有しているものと判断できる。そのような条件であれば、設計の想定よりも前に溶接部が破断することはないと考える。

このような前提のもと、ボルトと溶接で結合されたフランジ部に引張荷重を負荷した FEM 解析を行い、ボルトと溶接部の引張荷重およびひずみの変化を確認した。

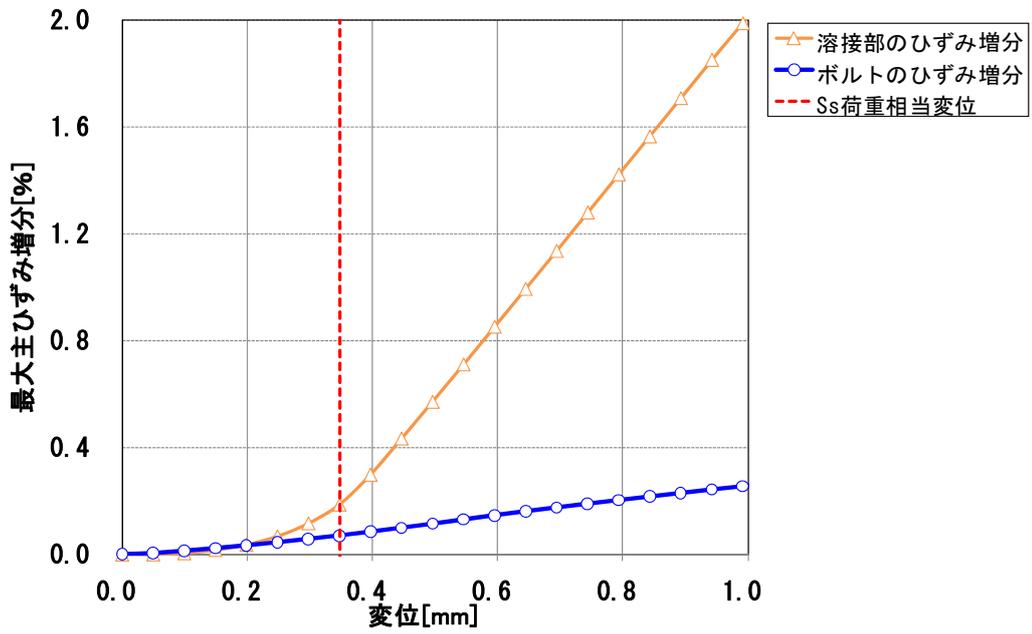
その結果、設計で想定している範囲内においては、負荷荷重の増加に応じてボルトと溶接部の引張荷重およびひずみは増加傾向にあり、両者が荷重分担できていることを確認した。（図②-1～図②-4 参照）



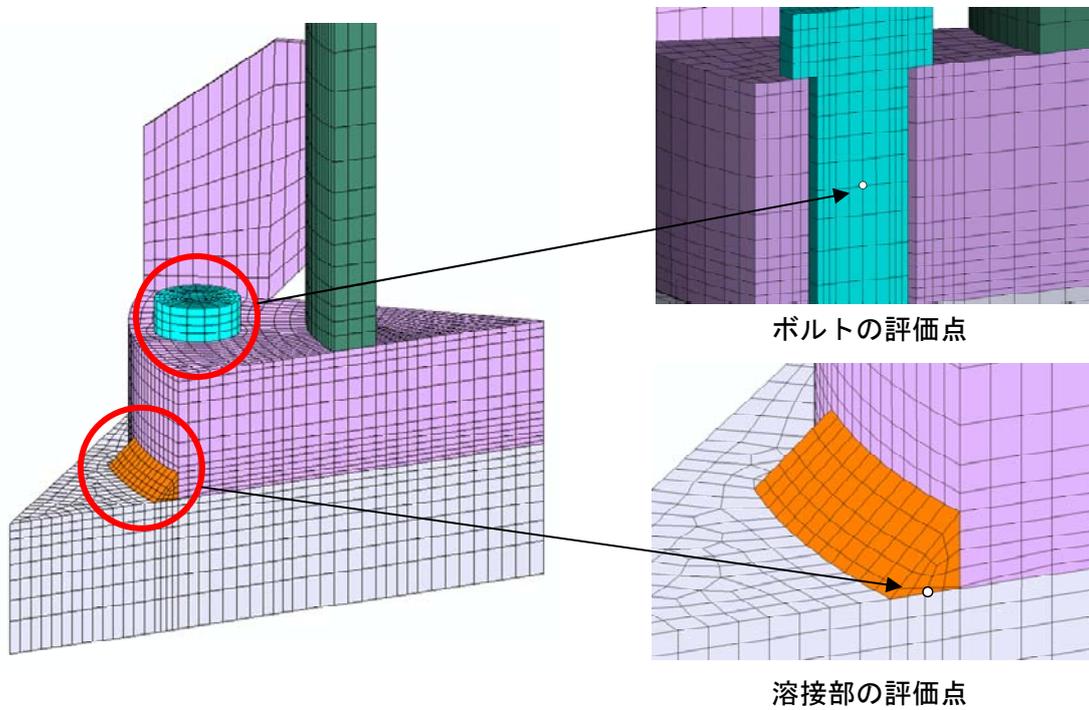
図②-1 荷重-変位履歴 (ボルト+溶接部 (溶接入熱考慮))



図②-2 変位-ひずみ増分履歴 (ボルト+溶接部 (溶接入熱考慮))



図②-3 変位-ひずみ増分履歴 (図②-2 拡大図)



図②-4 ひずみ増分評価点拡大図

<補足> 解析概要

(1) 解析方針

実施した解析ケースを表②-1に示す。各解析ケースは以下の目的で実施した。

解析ケース1：強化前構造での強度評価

解析ケース2：溶接部を付与することによる影響評価

解析ケース3：溶接部に溶接入熱を付与することによる影響評価

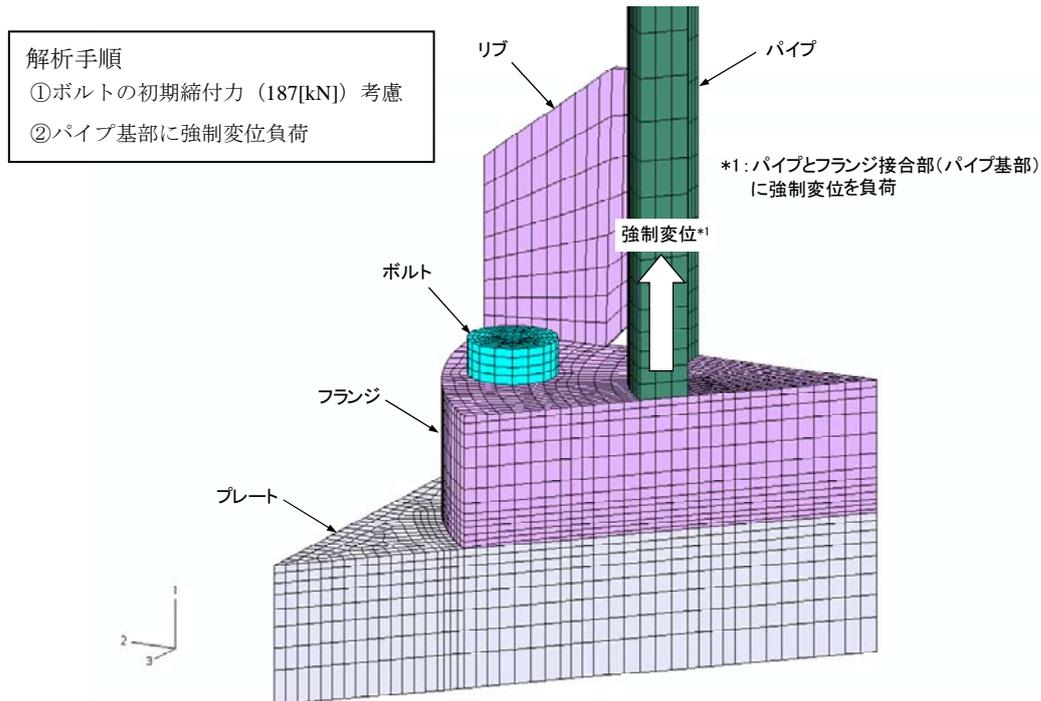
表②-1 フランジ部の構造強度 解析ケース一覧

解析 ケース	フランジ部のモデル化構造	溶接入熱 考慮	備考
1	ボルトのみで締結	無し	強化前構造
2	ボルト+溶接部（溶接入熱未考慮）	無し	手計算評価に対応
3	ボルト+溶接部（溶接入熱考慮）	有り	溶接入熱の影響を考慮

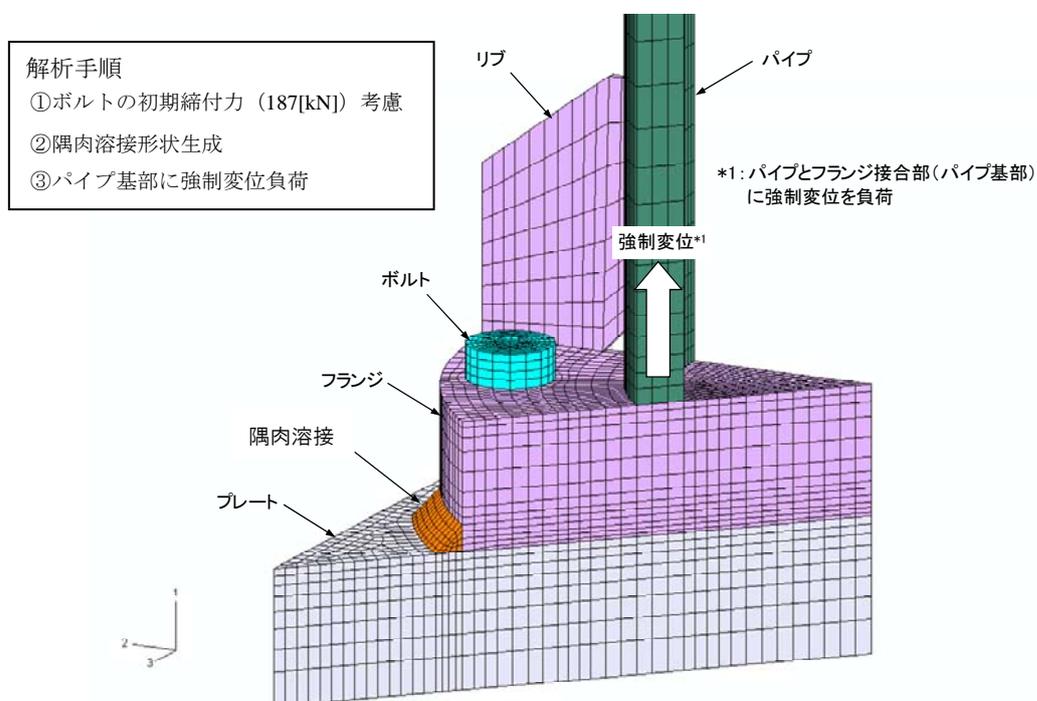
(2) 解析モデル

解析モデルを図②-5～図②-7に示す。

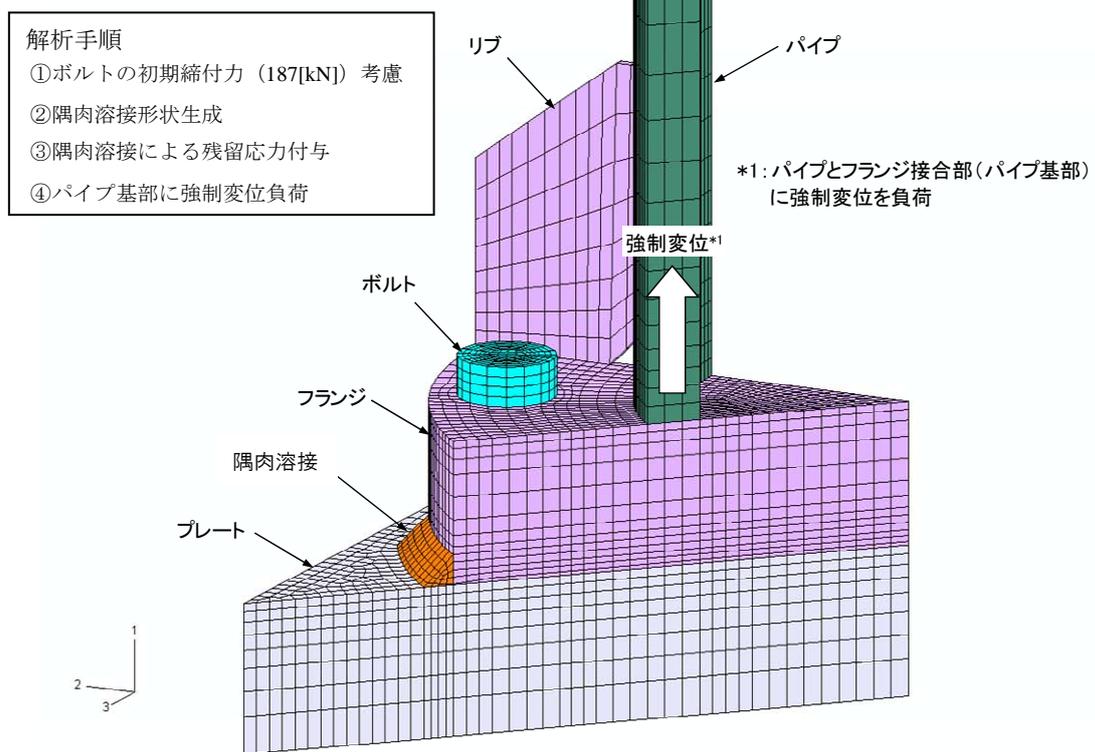
物性値やその他の条件は、回答①と同様である。また、ケース3については、回答①の熱弾塑性結果による溶接入熱を考慮した状態で、引張荷重を負荷して評価に用いた。



図②-5 ケース1 (ボルトのみで締結) モデル図



図②-6 ケース2 (ボルト+溶接部 (溶接入熱未考慮)) モデル図



図②-7 ケース3 (ボルト+溶接部 (溶接入熱考慮)) モデル図

(3) ボルトと溶接部の荷重分担

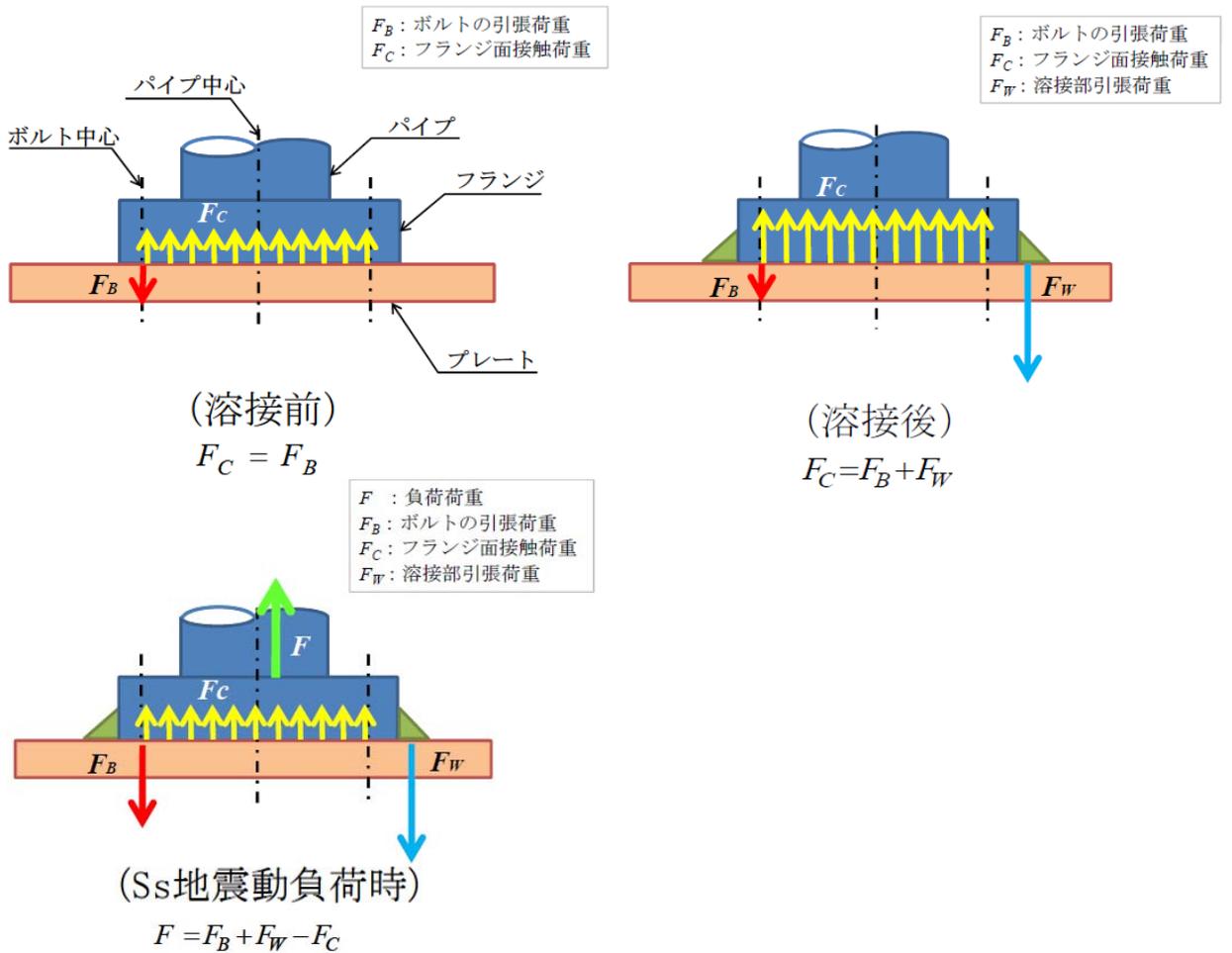
溶接前（ボルト締結後）、溶接後、荷重負荷の各ステップにおける荷重バランスの模式図を図②－８に示す。

荷重のバランスは下式で表される。

( $F$  : 負荷荷重)

$$= (F_B : \text{ボルトの引張荷重}) + (F_W : \text{溶接部引張荷重})$$

$$- (F_C : \text{フランジ面接触荷重})$$



図②－８ 荷重バランスの模式図

各々の状態における荷重バランスは以下と考えられる。

(a) 溶接前

ボルト締結によりボルトに初期締め付け力として軸力（ボルトの引張荷重） $F_B$ と、フランジとプレート間にこの荷重と釣り合う接触力（フランジ面接触荷重） $F_C$ が発生する。

(b) 溶接後

溶接金属が収縮することで溶接部に引張力（溶接部引張荷重） $F_W$ が発生し、この荷重と釣り合うためにフランジ面接触荷重 $F_C$ が増加する。（ボルトの引張荷重 $F_B$ は若干低下する）

(c) Ss 地震動負荷時

フランジ部に基準地震動 Ss による引張荷重（以下、「Ss 荷重」と称する） $F$ が作用すると、フランジとプレートは引き離されるのでフランジ面接触荷重 $F_C$ は低下し、ボルトの引張荷重 $F_B$ と溶接部引張荷重 $F_W$ が増大する。

(4) 評価基準値

解析ケース毎の評価基準値を表②-2に示す。

表②-2 評価基準値

解析ケース	評価基準値
1	$F_{a1} = A_b \cdot S_b = 5.97 \times 10^6 [\text{N}]$
2	$F_{a23} = A_b \cdot S_b + A_w \cdot S_w = 7.96 \times 10^6 [\text{N}]$
3	

ここで、 $A_b$ ：ボルトの断面積 $=8.96 \times 10^3 [\text{mm}^2]$

$S_b$  : ボルトの引張応力の評価基準値=666[MPa] (SNCM439)

$A_w$  : 溶接部の断面積= $1.13 \times 10^4$ [mm<sup>2</sup>] (溶接部ののど厚考慮)

$S_w$  : 溶接部のせん断応力の評価基準値=177[MPa]

(フィメールシヤラグの母材 SGV480 の値)

<参考>

ボルトの評価基準値

(有効断面積を用いた場合)

・引張応力 :

$$1.5 \times \frac{F}{1.5} = 666[\text{MPa}]$$

$$F = \min(1.2S_y, 0.7S_u) = 666[\text{MPa}]$$

材質 : SNCM439

温度 : 57[°C]

$S_y$  : 設計降伏点 (=865.5[MPa] (@57[°C]))

$S_u$  : 設計引張強さ (=951.8[MPa] (@57[°C]))

溶接部の評価基準値

・せん断応力 :

$$1.5 \times \frac{F}{1.5\sqrt{3}} = 177[\text{MPa}]$$

$$F = \min(1.2S_y, 0.7S_u) = 306[\text{MPa}]$$

材質 : SGV480

温度 : 57[°C]

$S_y$  : 設計降伏点 (=255.7[MPa] (@57[°C]))

$S_u$  : 設計引張強さ (=464.9[MPa] (@57[°C]))

(5) 解析結果

(a) ケース 1 : ボルトのみで締結 (図②-9 参照)

ボルトのみをモデル化したケース 1 では、荷重が負荷されると早い段階でボルトの初期締め付け力およびフランジ面接触荷重が失われ、負荷荷重  $F$  はボルトの引張荷重  $F_B$  によって全て負担される。

$S_s$  荷重 ( $5.48 \times 10^6$ [N]) はボルトの評価基準値 ( $5.97 \times 10^6$ [N]) 以下であることから、評価上ボルトのみで負担することができる。

(b) ケース 2 : ボルト + 溶接部 (溶接入熱未考慮) (図②- 1 0 参照)

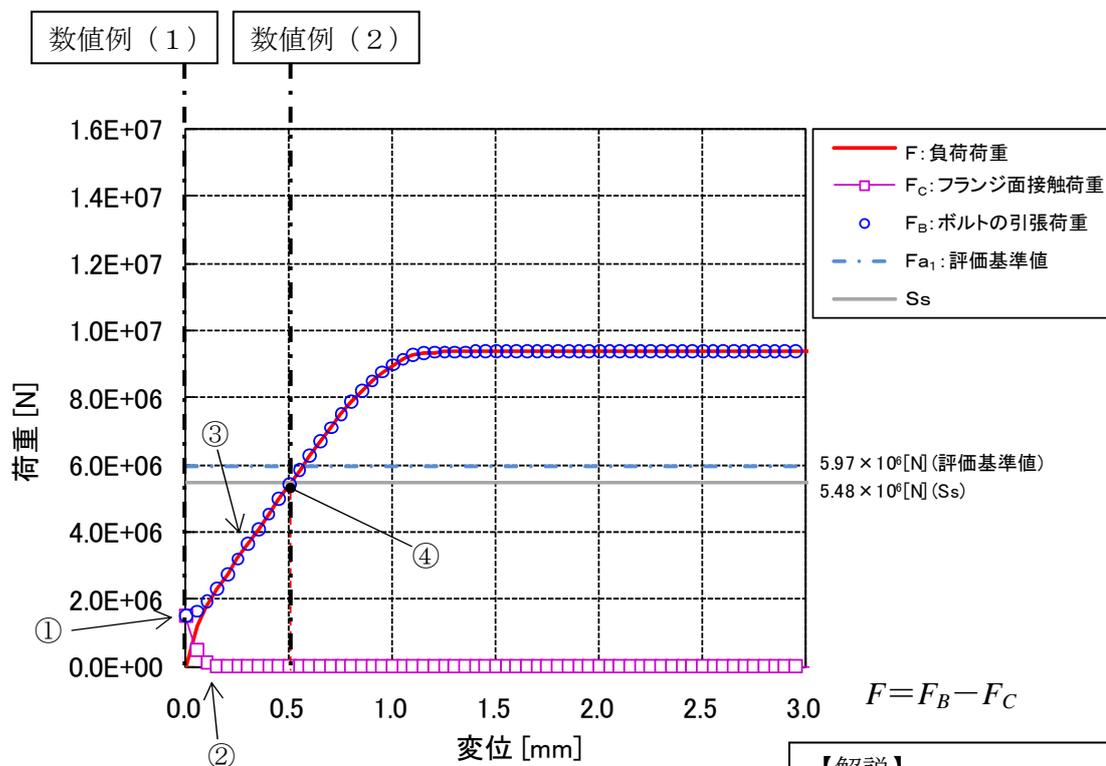
溶接部を追加すると同一の負荷荷重  $F$  に対しケース 1 に比べてボルトの引張荷重  $F_B$  は低下することが分かった。これは、溶接部も荷重を負担するためであることから、溶接の効果が確認された。

(c) ケース 3 : ボルト + 溶接部 (溶接入熱考慮) (図②- 1 1 参照)

溶接入熱の影響を評価するためにケース 2 において溶接部に溶接入熱を考慮した解析を行った。

この場合、溶接部の収縮により荷重負荷前に溶接部引張荷重  $F_w$  が生じ、これと釣り合うためにフランジ面接触荷重  $F_c$  が増加する。(ボルトの引張荷重  $F_B$  は若干低下する)

外荷重が負荷されると、フランジ面接触荷重  $F_c$  は低下し、ボルトの引張荷重  $F_B$  が増加する。溶接部引張荷重  $F_w$  はわずかに減少する傾向を示すがこれはフランジの変形によるものと思われる。



**【解説】**

- ① ボルト初期締付力
- ② 荷重が負荷される（=変位が増大する）とフランジ面接触荷重  $F_C$  が失われる。
- ③ 以降、負荷荷重  $F$  はすべてボルトの引張荷重  $F_B$  によって負担される。
- ④  $S_s$  荷重に対しては、評価基準値以下であることから、ボルトのみで荷重を負担可能である。

(数値例)

(1) 負荷荷重  $F = 0$  [N] の場合：変位 0 [mm]

$$F_B = 1.50 \times 10^6 \text{ [N]}, F_C = 1.50 \times 10^6 \text{ [N]}$$

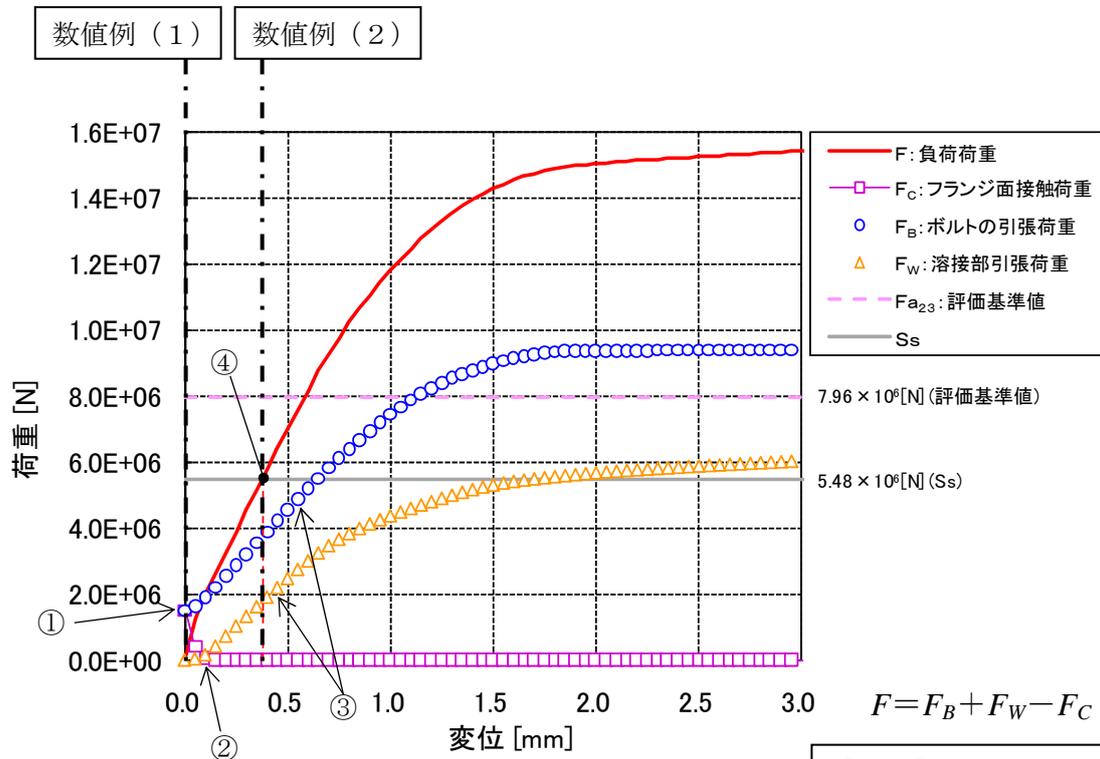
$$F = F_B - F_C = 1.50 \times 10^6 - 1.50 \times 10^6 = 0 \text{ [N]}$$

(2) 負荷荷重  $F = 5.48 \times 10^6$  [N] ( $S_s$  荷重) の場合：変位 0.5 [mm]

$$F_B = 5.48 \times 10^6 \text{ [N]}, F_C = 0 \text{ [N]},$$

$$F = F_B - F_C = 5.48 \times 10^6 - 0 = 5.48 \times 10^6 \text{ [N]}$$

図②-9 ケース1 (ボルトのみで締結) 荷重-変位履歴



【解説】

- ①ボルト初期締付力
- ②荷重が負荷される (= 変位が増大する) とフランジ面接触荷重  $F_C$  が失われる。
- ③溶接部が荷重の一部を負担 (=  $F_W$ ) し、ボルトの引張荷重  $F_B$  が (ケース 1 に比べて) 低下する。
- ④ $S_s$  荷重に対しては、評価基準値以下であることから、フランジ部の破壊は起こらない。

(数値例)

(1) 負荷荷重  $F = 0$  [N] の場合 : 変位 0 [mm]

$$F_B = 1.50 \times 10^6 \text{ [N]}, F_W = 0 \text{ [N]}, F_C = 1.50 \times 10^6 \text{ [N]}$$

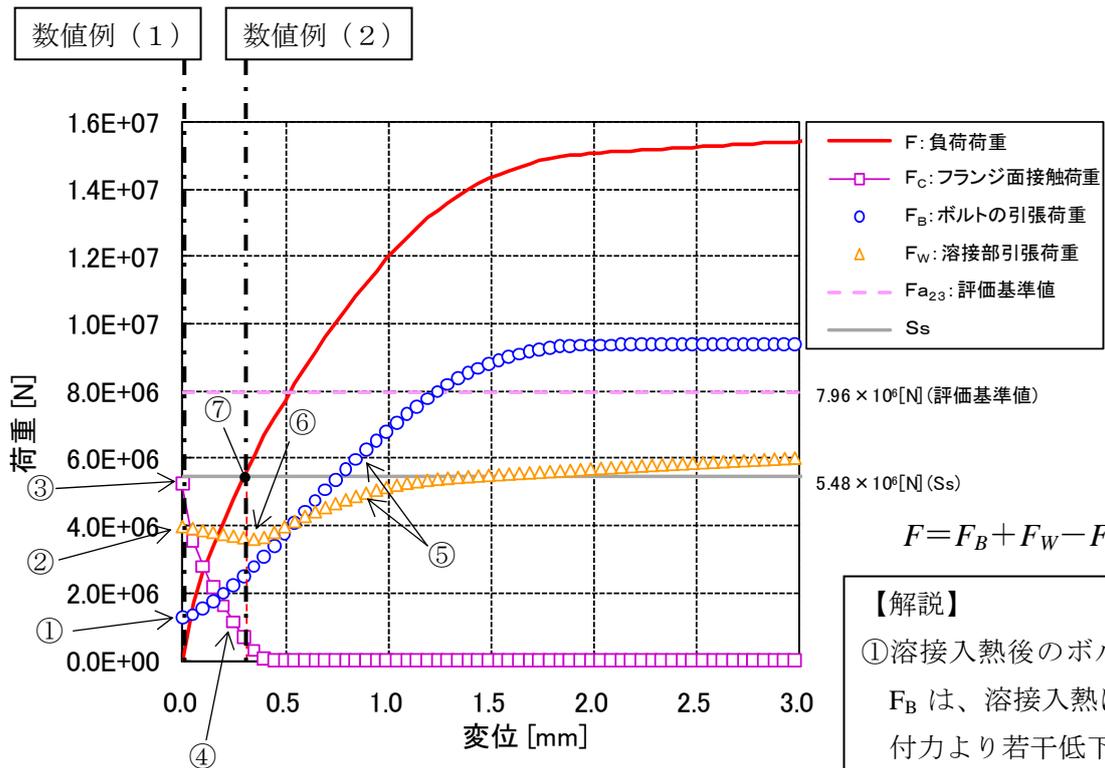
$$F = F_B + F_W - F_C = 1.50 \times 10^6 + 0 - 1.50 \times 10^6 = 0 \text{ [N]}$$

(2) 負荷荷重  $F = 5.48 \times 10^6$  [N] ( $S_s$  荷重) の場合 : 変位 0.38 [mm]

$$F_B = 3.72 \times 10^6 \text{ [N]}, F_W = 1.76 \times 10^6 \text{ [N]}, F_C = 0 \text{ [N]}$$

$$F = F_B + F_W - F_C = 3.72 \times 10^6 + 1.76 \times 10^6 - 0 = 5.48 \times 10^6 \text{ [N]}$$

図②-10 ケース 2 (ボルト+溶接部 (溶接入熱未考慮)) 荷重-変位履歴



(数值例)

(1) 負荷荷重  $F = 0$  [N] の場合 : 変位 0 [mm]

$$F_B = 1.27 \times 10^6 \text{ [N]}, \quad F_W = 3.97 \times 10^6 \text{ [N]},$$

$$F_C = 5.24 \times 10^6 \text{ [N]}$$

$$F = F_B + F_W - F_C = 1.27 \times 10^6 + 3.97 \times 10^6 - 5.24 \times 10^6 = 0 \text{ [N]}$$

(2) 負荷荷重  $F = 5.48 \times 10^6$  [N] (Ss 荷重) の場合

: 変位 0.3 [mm]

$$F_B = 2.52 \times 10^6 \text{ [N]}, \quad F_W = 3.63 \times 10^6 \text{ [N]}, \quad F_C = 0.67 \times 10^6 \text{ [N]}$$

$$F = F_B + F_W - F_C = 2.52 \times 10^6 + 3.63 \times 10^6 - 0.67 \times 10^6 = 5.48 \times 10^6 \text{ [N]}$$

**【解説】**

- ①溶接入熱後のボルトの引張荷重  $F_B$  は、溶接入熱により、初期締付力より若干低下している。
- ②溶接入熱により、荷重負荷前に溶接部引張荷重  $F_W$  が生じる。
- ③同時に  $F_W$  と釣り合うようにフランジ面接触荷重  $F_C$  が増加する。
- ④荷重が負荷される (= 変位が増大する) と、フランジ面接触荷重  $F_C$  は減少する。
- ⑤同時にボルトの引張荷重  $F_B$  と  $F_W$  が増加する。
- ⑥フランジの変形によるものと思われる溶接部引張荷重  $F_W$  のわずかな減少傾向が見られる。
- ⑦Ss 荷重に対しては、評価基準値以下であることから、フランジ部の破壊は起こらない。

図②-11 ケース3 (ボルト+溶接部 (溶接入熱考慮)) 荷重-変位履歴

③ストッパを取り付けたことにより、面外方向に圧縮力を受けることから、座屈による影響はないのか。

(平成 22 年 7 月 23 日 構造 WG(第 54 回))

<回答>

パイプについては、トラス構造としての軸力による圧縮応力と鉛直荷重による曲げ応力に対する評価を行った。圧縮応力の評価基準値は座屈の影響を考慮したものとなっており、これまでも評価上座屈しないことを確認している。一方、ストッパについては、座屈よりも溶接部の曲げが構造上支配的になることから、溶接部の組合せ応力の評価を行った。

ここでは、ご指摘を踏まえ、以下の座屈に関する評価を行った。

- ・ ストッパの座屈評価
- ・ ストッパによる荷重の偏りを仮定したパイプ部の以下の座屈評価
  - 鉛直荷重支持点の偏心を仮定した座屈評価
  - 軸力の偏心を仮定した座屈評価

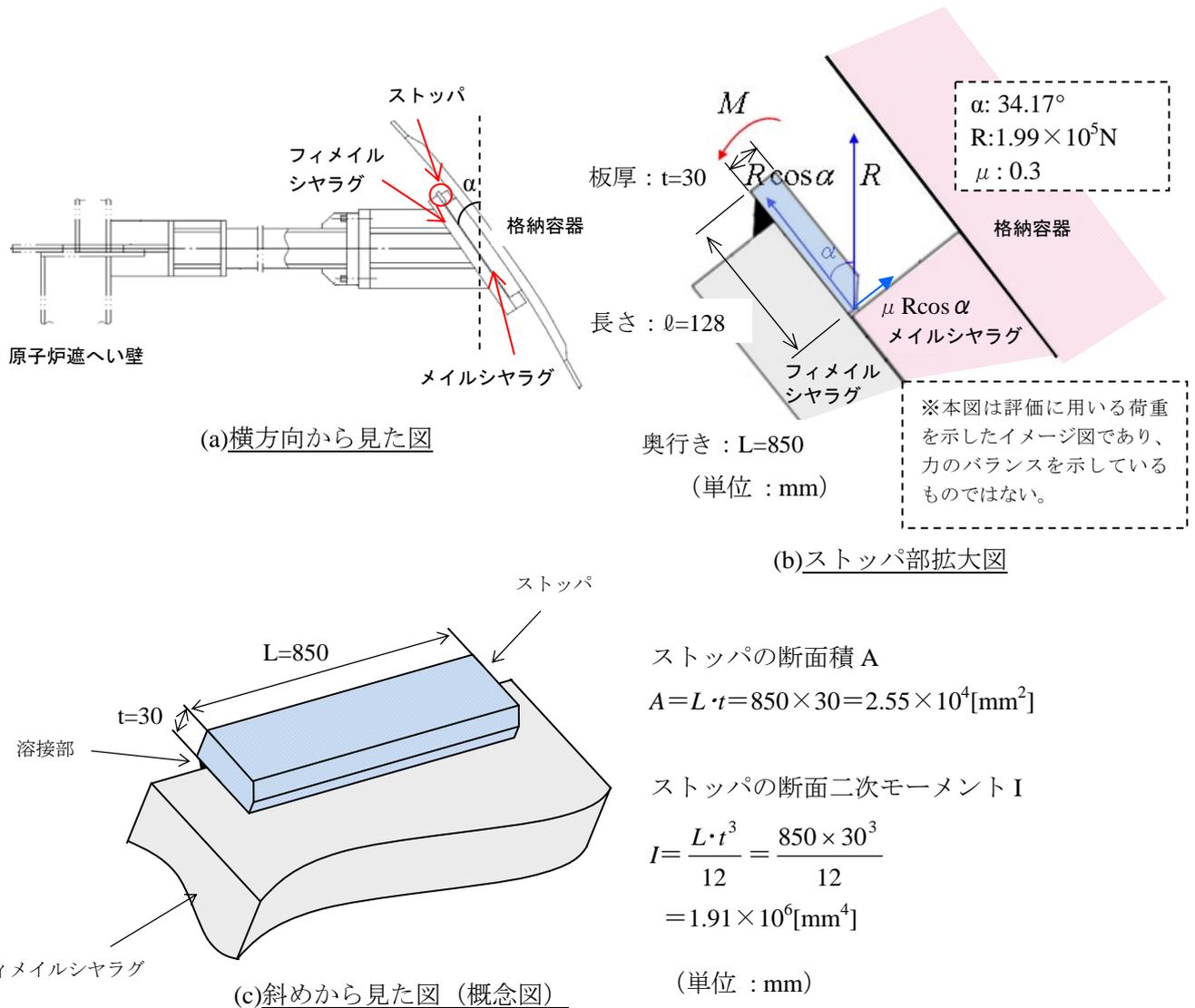
その結果、ストッパおよびパイプ部の座屈による影響はないことを確認した。

・ストップパの座屈評価結果

表③-1 ストップパの座屈評価結果

	圧縮と曲げの組合せ による座屈評価	評価基準値
ストップパ	0.17 <sup>*</sup>	1 <sup>*</sup>

※圧縮と曲げの組合せは（圧縮応力／圧縮の評価基準値）＋（曲げ応力／曲げの評価基準値）≤1 を満足していなければならない。



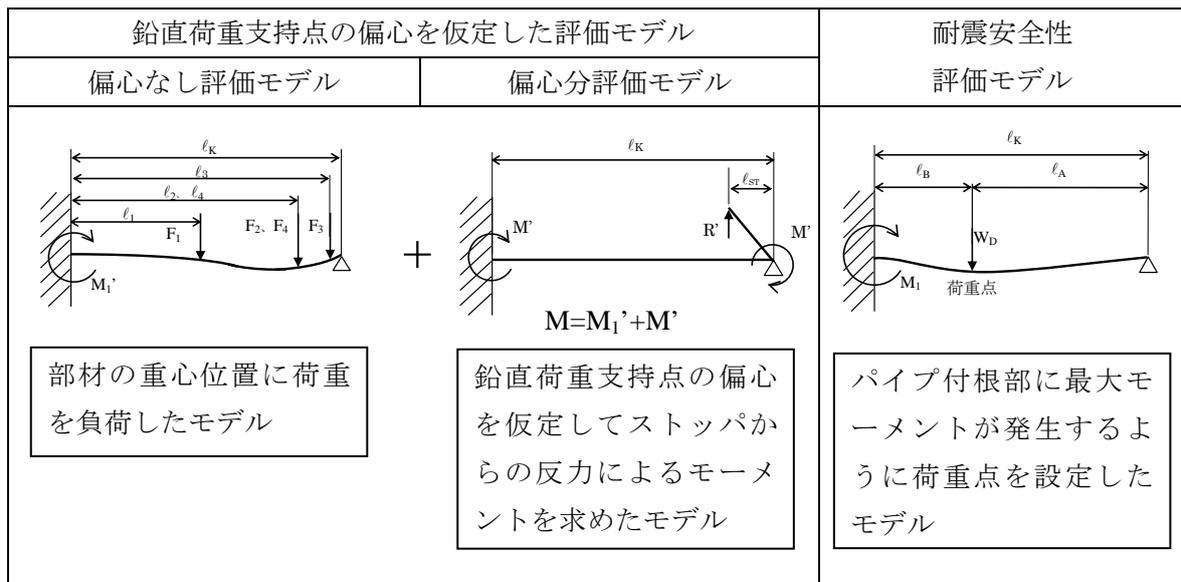
図③-1 ストップパの概要図

・鉛直荷重支持点の偏心を仮定した座屈評価結果

表③-2 鉛直荷重支持点の偏心を仮定したパイプの応力評価結果

単位[MPa]

	鉛直荷重支持点の偏心を 仮定した評価結果	耐震安全性 評価結果	評価 基準値
圧縮	153	153	314
曲げ	34	43	
圧縮+曲げ	187	196	
せん断	2	4	185
組合せ	188	197	321



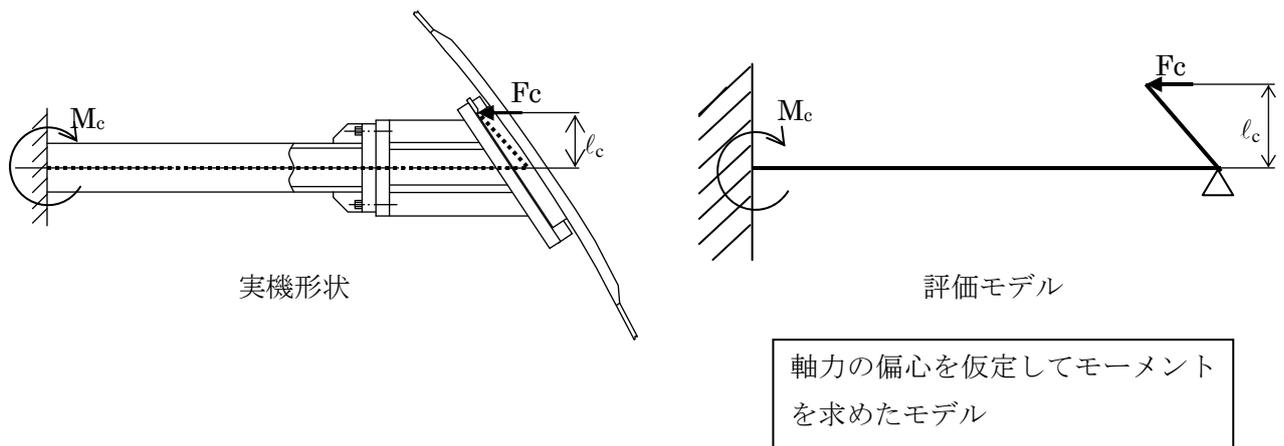
図③-2 評価モデルの比較

・軸力の偏心を仮定した座屈評価結果

表③-3 軸力の偏心を仮定したパイプの応力評価結果

単位[MPa]

	軸力の偏心を 仮定した評価結果	耐震安全性 評価結果	評価 基準値
圧縮	26	153	314
曲げ	173	43	
圧縮+曲げ	199	196	
せん断	2	4	185
組合せ	199	197	321



図③-3 偏心による影響

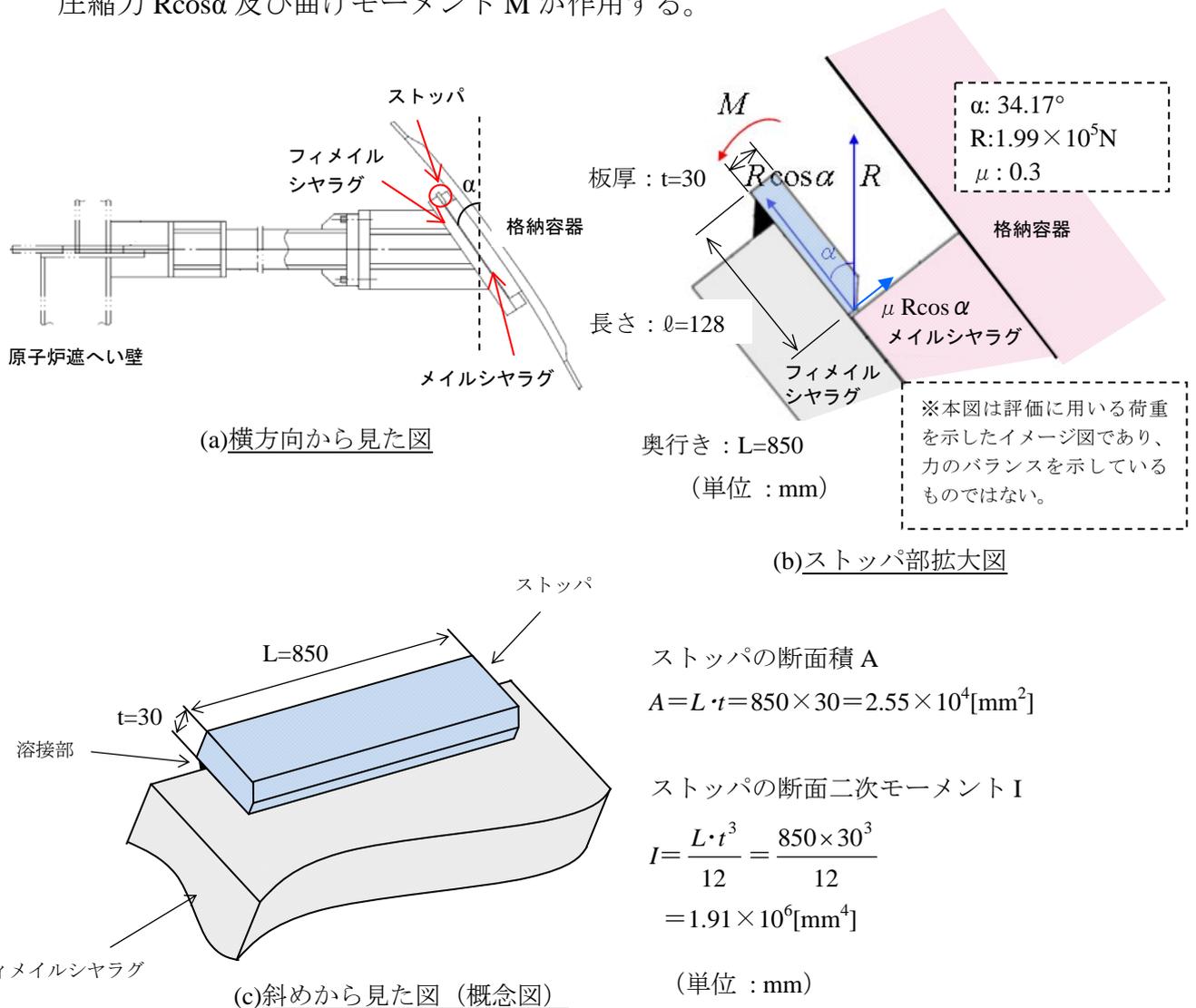
<補足>

【ストップの座屈評価】

1. ストップ概要

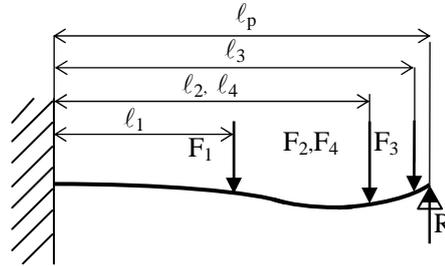
ストップの概要図を図③-4に示す。

PCVスタビライザが鉛直方向地震荷重を受けた場合、ストップとマイルシヤラグが接触するため、ストップには支持反力  $R$  を生じ、この結果ストップに圧縮力  $R \cos \alpha$  及び曲げモーメント  $M$  が作用する。



図③-4 ストップの概要図 (再掲)

支持反力  $R$  は以下のように算出される。(図③-5 参照)



$F_1$  : パイプ 1 本及びガセットプレート半分の死荷重 =  $1.86 \times 10^4$  [N]

$F_2$  : モノレール死荷重 =  $8.83 \times 10^3$  [N]

$F_3$  : フィメイルシヤラグの半分の死荷重 =  $2.45 \times 10^4$  [N]

$F_4$  : 吊り荷重 (SRV の半分の死荷重) =  $8.34 \times 10^3$  [N]

$l_1$  : 固定端からパイプ重心位置までの距離 = 1561.9 [mm]

$l_2$  : 固定端からモノレール最外周位置までの距離 = 3257.4 [mm]

$l_3$  : 固定端からフィメイルシヤラグ重心位置までの距離 = 3264.3 [mm]

$l_4$  : 固定端から吊り荷重作用点までの距離 = 3257.4 [mm]

$l_p$  : パイプ根本からシヤラグプレート接合位置までの距離 = 3473.5 [mm]

図③-5 支持反力算出モデル

$F_1 \sim F_4$  に対する支点反力  $R_1 \sim R_4$  はそれぞれ下記となる。

$$R_1 = \frac{F_1 l_1^2 (3l_p - l_1)}{2l_p^3} = \frac{1.86 \times 10^4 \times 1561.9^2 \times (3 \times 3473.5 - 1561.9)}{2 \times 3473.5^3} = 4.80 \times 10^3 \text{ [N]}$$

$$R_2 = \frac{F_2 l_2^2 (3l_p - l_2)}{2l_p^3} = \frac{8.83 \times 10^3 \times 3257.4^2 \times (3 \times 3473.5 - 3257.4)}{2 \times 3473.5^3} = 8.01 \times 10^3 \text{ [N]}$$

$$R_3 = \frac{F_3 l_3^2 (3l_p - l_3)}{2l_p^3} = \frac{2.45 \times 10^4 \times 3264.3^2 \times (3 \times 3473.5 - 3264.3)}{2 \times 3473.5^3} = 2.23 \times 10^4 \text{ [N]}$$

$$R_4 = \frac{F_4 l_4^2 (3l_p - l_4)}{2l_p^3} = \frac{8.34 \times 10^3 \times 3257.4^2 \times (3 \times 3473.5 - 3257.4)}{2 \times 3473.5^3} = 7.56 \times 10^3 \text{ [N]}$$

これらを合計しパイプ 2 本分を考慮すると、地震時のシヤラグプレート溶接部への反力の鉛直成分は下記となる。

$$R = 2(1+C_v) (R_1+R_2+R_3+R_4)$$

$$= 1.99 \times 10^5 \text{ [N]}$$

ここで、 $C_v$  : 鉛直震度=1.33

## 2. 評価内容

発電用原子力設備規格 設計・建設規格 (2005 年版) JSME S NC1-2005 (以下、「設計・建設規格」と称する) では部材に対する圧縮と曲げの組合せの評価基準値は、座屈の影響を考慮して設定されていることから、部材の圧縮と曲げの組合せ評価が評価基準値を満たしていることが確認できれば、その部材には座屈が生じないと言える。

したがって、以降の評価ではストッパの応力の評価基準値とストッパに発生する応力を算出し、圧縮と曲げの組合せ評価が評価基準値以内に収まっていることを確認する。

### 2.1 材料及び材料の機械的性質

ストッパの材料及び材料の機械的性質を表③-4 に示す。

ここで、表③-4 の  $E$ 、 $S_y$ 、 $S_u$  は、設計・建設規格に基づいた値であり、温度 57°C における縦弾性係数  $E$ 、設計降伏点  $S_y$ 、設計引張強さ  $S_u$  である。

表③-4 材料及び材料の機械的性質

品名	材料	寸法[mm]			縦弾性係数 E[MPa]	$S_y$ [MPa]	$S_u$ [MPa]
		板厚 (t)	長さ (l)	奥行き (L)			
ストッパ	SGV480	30	128	850	201000	255.7	464.9

## 2.2 評価基準値

ストッパの圧縮応力の評価基準値は、設計・建設規格のクラス1支持構造物の評価基準値より、以下のように表せる。

### (1) 圧縮応力の評価基準値の算出

#### (a) 座屈長さ $l_k$

座屈長さ  $l_k$  は、設計・建設規格 解説表 SSB-3121-1 座屈長さ  $l_k$  より、移動に対する条件：自由、回転に対する条件：1端自由他端拘束として、以下のように表せる。

$$l_k = 2l = 2 \times 128 = 256 [\text{mm}]$$

ここで、材長： $l = 128 [\text{mm}]$

#### (b) 断面二次半径 $i$

$$i = \sqrt{\frac{I}{A}} = \sqrt{\frac{1.91 \times 10^6}{2.55 \times 10^4}} = 8.65 [\text{mm}]$$

ここで、断面二次モーメント： $I = \frac{L \cdot t^3}{12} = \frac{850 \times 30^3}{12} = 1.91 \times 10^6 [\text{mm}^4]$

断面積  $A = L \cdot t = 850 \times 30 = 2.55 \times 10^4 [\text{mm}^2]$

ここで、ストッパ奥行き： $L = 850 [\text{mm}]$

ストッパ板厚： $t = 30 [\text{mm}]$

#### (c) 有効細長比 $\lambda$

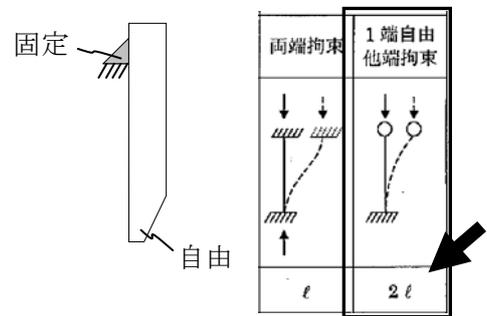
$$\lambda = \frac{l_k}{i} = \frac{256}{8.65} = 29.6$$

ここで、座屈長さ： $l_k = 256 [\text{mm}]$

断面二次半径： $i = 8.65 [\text{mm}]$

#### (d) 限界細長比 $\Lambda$

$$\Lambda = \sqrt{\frac{\pi^2 \times E}{0.6 \times F}} = \sqrt{\frac{\pi^2 \times 201000}{0.6 \times 306}} = 103.9$$



出典：設計・建設規格 解説表 SSB-3121-1

図③-6 座屈長さ

$$F = \min(1.2S_y, 0.7S_u) = 306 \text{ MPa}$$

材質：SGV480

温度：57°C

$S_y$ ：設計降伏点 (=255.7MPa(@57°C))

$S_u$ ：設計引張強さ (=464.9MPa(@57°C))

ここで、 $F=306$ [MPa]、縦弾性係数： $E=201000$ [MPa]

(e) 係数  $\nu$

$$\nu = 1.5 + \frac{2}{3} \left( \frac{\lambda}{\Lambda} \right)^2 = 1.5 + \frac{2}{3} \times \left( \frac{29.6}{103.9} \right)^2 = 1.55$$

ここで、有効細長比： $\lambda=29.6$

限界細長比： $\Lambda=103.9$

(f) 圧縮応力の評価基準値

$$f_c = \left\{ 1 - 0.4 \left( \frac{\lambda}{\Lambda} \right)^2 \right\} \times \frac{F}{\nu} = \left\{ 1 - 0.4 \times \left( \frac{29.6}{103.9} \right)^2 \right\} \times \frac{306}{1.55} = 191.0 \text{ [MPa]}$$

よって、圧縮応力の評価基準値は、

$$1.5f_c = 1.5 \times 191.0 = 286 \text{ [MPa]}$$

ここで、有効細長比： $\lambda=29.6$

限界細長比： $\Lambda=103.9$

係数： $\nu=1.55$

(2) 曲げ応力の評価基準値

$$f_b = \frac{F}{1.3} = \frac{306}{1.3} = 235 \text{ [MPa]}$$

よって、曲げ応力の評価基準値は、

$$1.5f_b = 1.5 \times 235 = 352 \text{ [MPa]}$$

ここで、 $F=306$ [MPa]

### 3. ストップパに発生する応力

#### (1) 圧縮応力 $\sigma_c$ の算出

ストップパに発生する圧縮応力  $\sigma_c$  は、図③-4 (b) より以下の式で求められる。

$$\sigma_c = \frac{R \cos \alpha}{A} = \frac{1.99 \times 10^5 \times \cos(34.17^\circ)}{2.55 \times 10^4} = 7 [\text{MPa}]$$

ここで、ストップパに働く反力 :  $R = 1.99 \times 10^5$  [N]

角度 :  $\alpha = 34.17^\circ$  (図③-4 (b) に示される角度)

ストップパの断面積 :  $A = 2.55 \times 10^4$  [mm<sup>2</sup>]

#### (2) 曲げ応力 $\sigma_b$ の算出

ストップパには摩擦力により発生する曲げモーメント  $M_1$  および面に垂直な反力による曲げモーメント  $M_2$  が作用しこれらは互いに逆方向となるため打ち消し合うが(図③-7)、本評価では保守的に  $M_1$  ( $> M_2$ ) のみが負荷すると考える。曲げモーメント  $M_1$  は、図③-4 (b) より以下の式で求まる。

$$\begin{aligned} M_1 &= \mu R \cos \alpha \times l = 0.3 \times 1.99 \times 10^5 \times \cos(34.17^\circ) \times 128 \\ &= 6.32 \times 10^6 [\text{N} \cdot \text{mm}] \end{aligned}$$

よって、曲げモーメント  $M_1$  によりストップパに発生する曲げ応力  $\sigma_b$  は、次式で求められる。

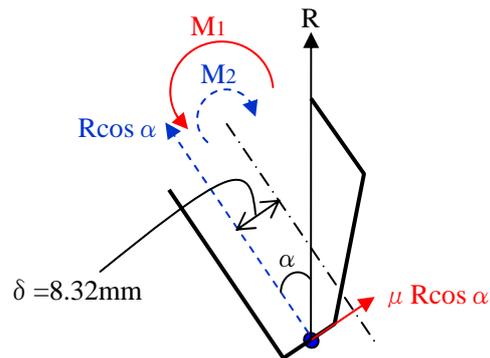
$$\sigma_b = \frac{M_1}{Z} = \frac{6.32 \times 10^6}{1.28 \times 10^5} = 50 [\text{MPa}]$$

$$\text{ここで、断面係数} \quad : Z = \frac{L \cdot t^2}{6} = \frac{850 \times 30^2}{6} = 1.28 \times 10^5 [\text{mm}^3]$$

摩擦係数 :  $\mu = 0.3$

ストップパに働く反力 :  $R = 1.99 \times 10^5$  [N]

角度 :  $\alpha=34.17^\circ$  (図③-4(b)に示される角度)  
 ストッパの奥行き :  $L=850[\text{mm}]$   
 ストッパの長さ :  $l=128[\text{mm}]$   
 ストッパの板厚 :  $t=30[\text{mm}]$



図③-7 ストッパ部モーメント

(補足) 面に垂直な反力による曲げモーメント  $M_2$

$$M_2 = R \cos \alpha \times \delta = 1.99 \times 10^5 \times \cos(34.17^\circ) \times 8.32$$

$= 1.37 \times 10^6 [\text{N} \cdot \text{mm}]$  であり、 $M_2 < M_1$  となる。

#### 4. 評価結果

Ss 荷重相当の圧縮力と曲げモーメントを受けるストッパの組合せ応力は以下の式により評価する。

$$\frac{\sigma_c}{1.5f_c} + \frac{c\sigma_b}{1.5f_b} = \frac{7}{286} + \frac{50}{352} = 0.17 \leq 1$$

ここで、圧縮応力 :  $\sigma_c = 7 [\text{MPa}]$

圧縮応力の評価基準値 :  $1.5f_c = 286 [\text{MPa}]$

曲げ応力の圧縮側 :  $c\sigma_b = 50 [\text{MPa}]$

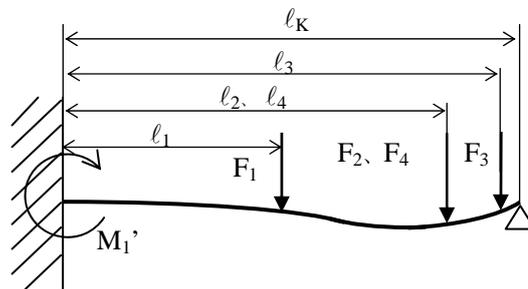
曲げ応力の評価基準値 :  $1.5f_b = 352 [\text{MPa}]$

算出された値は、設計・建設規格における圧縮力と曲げモーメントを受ける部材の圧縮と曲げの組合せ評価が評価基準値を満足しており、ストッパに座屈の影響がないことを確認した。

## 【パイプの座屈評価①】

### 1. 鉛直荷重支持点の偏心を仮定した座屈評価

鉛直荷重支持点の偏心を仮定したパイプの座屈評価は、偏心のない場合の曲げモーメントに偏心分の曲げモーメントを足し合わせて評価する。ここで、偏心のない場合の荷重の負荷位置を図③-8に示す。



$F_1$  : パイプ 1 本及びガセットプレート半分の死荷重= $1.86 \times 10^4$ [N]

$F_2$  : モノレール死荷重= $8.83 \times 10^3$ [N]

$F_3$  : フィメイルシヤラグの半分の死荷重= $2.45 \times 10^4$ [N]

$F_4$  : 吊り荷重 (SRV の半分の死荷重) = $8.34 \times 10^3$ [N]

$l_1$  : 固定端からパイプ重心位置までの距離= $1561.9$ [mm]

$l_2$  : 固定端からモノレール最外周位置までの距離= $3257.4$  [mm]

$l_3$  : 固定端からフィメイルシヤラグ重心位置までの距離= $3264.3$ [mm]

$l_4$  : 固定端から吊り荷重作用点までの距離= $3257.4$ [mm]

$l_K$  : パイプ根本からシヤラグプレート接合位置までの距離= $3650$ [mm]

図③-8 偏心のない場合の評価モデル

図③-8に示すモデルにおいて、パイプ付根部に生じるモーメント  $M_1'$  を計算する。各荷重  $F_n$  によるモーメント  $M_n$  を算出する基本式は、機械工学便覧 材料力学 表 3.2 番号 9 より下式で示される。(n=1~4)

$$M_n = \frac{F_n(l_K - l_n)l_n}{2l_K^2} (2(l_K - l_n) + l_n)$$

したがって、

$$\begin{aligned} M_1 &= \frac{F_1(l_K - l_1)l_1}{2l_K^2} (2(l_K - l_1) + l_1) \\ &= \frac{1.86 \times 10^4 \times (3650 - 1561.9) \times 1561.9}{2 \times 3650^2} \times (2 \times (3650 - 1561.9) + 1561.9) \\ &= 1.31 \times 10^7 [\text{N} \cdot \text{mm}] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M_2 &= \frac{F_2(l_K - l_2)l_2}{2l_K^2} (2(l_K - l_2) + l_2) \\ &= \frac{8.83 \times 10^3 \times (3650 - 3257.4) \times 3257.4}{2 \times 3650^2} \times (2 \times (3650 - 3257.4) + 3257.4) \\ &= 1.71 \times 10^6 [\text{N} \cdot \text{mm}] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M_3 &= \frac{F_3(l_K - l_3)l_3}{2l_K^2} (2(l_K - l_3) + l_3) \\ &= \frac{2.45 \times 10^4 \times (3650 - 3264.3) \times 3264.3}{2 \times 3650^2} \times (2 \times (3650 - 3264.3) + 3264.3) \\ &= 4.67 \times 10^6 [\text{N} \cdot \text{mm}] \end{aligned}$$

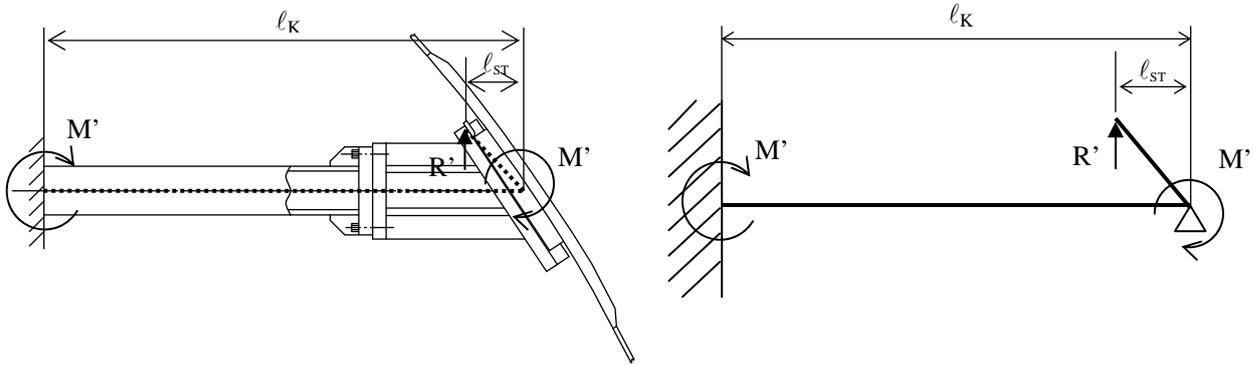
$$\begin{aligned} M_4 &= \frac{F_4(l_K - l_4)l_4}{2l_K^2} (2(l_K - l_4) + l_4) \\ &= \frac{8.34 \times 10^3 \times (3650 - 3257.4) \times 3257.4}{2 \times 3650^2} \times (2 \times (3650 - 3257.4) + 3257.4) \\ &= 1.62 \times 10^6 [\text{N} \cdot \text{mm}] \end{aligned}$$

以上より  $M_1'$  は、

$$\begin{aligned} M_1' &= (1 + C_v) (M_1 + M_2 + M_3 + M_4) \\ &= (1 + 1.33) \times (1.31 \times 10^7 + 1.71 \times 10^6 + 4.67 \times 10^6 + 1.62 \times 10^6) \\ &= 4.92 \times 10^7 [\text{N} \cdot \text{mm}] \end{aligned}$$

ここで、 $C_v$  : 鉛直震度=1.33

図③-8に示すモデルで算出したモーメント ( $M_1'$ ) に偏心分を考慮するために、図③-9に示す偏心分のモーメント ( $M'=R' \times l_{ST}$ ) を足し合せて評価する。



$R'$  : ストップに作用する反力=  $(1.99 \times 10^5 / 2 = 9.95 \times 10^4$  [N]) (パイプ 1 本分)

$l_{ST}$  : スタビライザ先端からストップ取付位置までの長さ=375.0 [mm]

( $l_{ST}$  はモーメントアームをスタビライザ先端から、実際の支持点より遠いストップ取付溶接部までの距離でとることにより、パイプに保守的な評価としている。)

図③-9 偏心分のモーメント (概念図)

偏心分のモーメントを下記式より算出する。

$$M' = R' \times l_{ST}$$

$$= 9.95 \times 10^4 \times 375.0$$

$$= 3.73 \times 10^7 \text{ [N} \cdot \text{mm]}$$

よって、偏心分を考慮したモーメント  $M$  は、

$$M = M_1' + M'$$

$$= 4.92 \times 10^7 + 3.73 \times 10^7$$

$$= 8.65 \times 10^7 \text{ [N} \cdot \text{mm]}$$

ここで、

$M_1'$  : 荷重負荷位置を部材の重心位置とした偏心がない場合のモーメント

## 2. パイプ付根部の応力

### 2.1 地震荷重および水平反力による圧縮応力 $\sigma_{ch}$

$$\sigma_{ch} = \frac{F_H}{A_p} = \frac{5.48 \times 10^6}{3.59 \times 10^4} = 153 \text{ [MPa]}$$

ここで、 $F_H$ ：パイプ 1 本当たりの水平地震荷重= $5.48 \times 10^6$  [N]

$A_p$ ：パイプの断面積= $3.59 \times 10^4$  [mm<sup>2</sup>]

### 2.2 鉛直地震荷重によるせん断応力 $\tau$

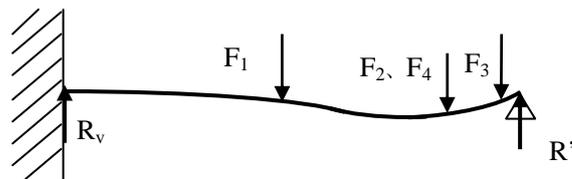
$$\tau = \frac{R_v}{A_p} = \frac{4.09 \times 10^4}{3.59 \times 10^4} = 2 \text{ [MPa]}$$

ここで、 $R_v$ ：パイプ付根部のせん断荷重

$$= (1 + C_v) (F_1 + F_2 + F_3 + F_4) - R'$$

$$= (1 + 1.33) \times (1.86 \times 10^4 + 8.83 \times 10^3 + 2.45 \times 10^4 + 8.34 \times 10^3) - 9.95 \times 10^4$$

$$= 4.09 \times 10^4 \text{ [N]}$$



図③-10 せん断荷重 (概念図)

### 2.3 鉛直地震荷重による曲げ応力 $\sigma_{bv}$

$$\sigma_{bv} = \frac{M}{Z_p} = \frac{8.65 \times 10^7}{2.61 \times 10^6} = 34 \text{ [MPa]}$$

ここで、 $Z_p$ ：パイプの断面係数= $2.61 \times 10^6$  [mm<sup>3</sup>]

### 3. 評価基準値

パイプの評価基準値は、設計・建設規格のクラス 1 支持構造物の評価基準値より、以下のように表せる。

#### (1) 圧縮応力の評価基準値の算出

##### (a) 座屈長さ $l_k$

座屈長さ  $l_k$  は、設計・建設規格 解説表 SSB-3121-1 座屈長さ  $l_k$  より、移動に対する条件：拘束、回転に対する条件：1 端自由他端拘束として、以下のように表せる。

$$l_k = 0.7l = 0.7 \times 2505 = 1753.5 [\text{mm}]$$

ここで、材長： $l = 2505 [\text{mm}]$

##### (b) 断面二次半径 $i$

$$i = \sqrt{\frac{I}{A}} = \sqrt{\frac{4.65 \times 10^8}{3.59 \times 10^4}} = 113.8 [\text{mm}]$$

ここで、

$$\begin{aligned} \text{断面二次モーメント} : I &= \frac{\pi(D_o^4 - D_i^4)}{64} = \frac{\pi \times (355.6^4 - 284.2^4)}{64} \\ &= 4.65 \times 10^8 [\text{mm}^4] \end{aligned}$$

$$\text{断面積} : A = \frac{\pi(D_o^2 - D_i^2)}{4} = \frac{\pi \times (355.6^2 - 284.2^2)}{4} = 3.59 \times 10^4 [\text{mm}^2]$$

パイプの外径： $D_o = 355.6 [\text{mm}]$

パイプの内径： $D_i = 284.2 [\text{mm}]$

##### (c) 有効細長比 $\lambda$

$$\lambda = \frac{l_k}{i} = \frac{1753.5}{113.8} = 15.41$$

ここで、座屈長さ： $l_k = 1753.5 [\text{mm}]$

断面二次半径： $i = 113.8 [\text{mm}]$

(d) 限界細長比  $\Lambda$

$$\Lambda = \sqrt{\frac{\pi^2 \times E}{0.6 \times F}} = \sqrt{\frac{\pi^2 \times 201000}{0.6 \times 321}} = 101.4$$

ここで、 $F=321$ [MPa]、縦弾性係数： $E=201000$ [MPa]

(e) 係数  $\nu$

$$\nu = 1.5 + \frac{2}{3} \left( \frac{\lambda}{\Lambda} \right)^2 = 1.5 + \frac{2}{3} \times \left( \frac{15.41}{101.4} \right)^2 = 1.515$$

ここで、有効細長比： $\lambda=15.41$

限界細長比： $\Lambda=101.4$

$$F = \min(1.2S_y, 0.7S_u) = 321 \text{ MPa}$$

材質：STS480

温度：57°C

$S_y$ ：設計降伏点 (=267.7MPa(@57°C))

$S_u$ ：設計引張強さ (=470.2MPa(@57°C))

(f) 圧縮応力の評価基準値

$$f_c = \left\{ 1 - 0.4 \left( \frac{\lambda}{\Lambda} \right)^2 \right\} \times \frac{F}{\nu} = \left\{ 1 - 0.4 \times \left( \frac{15.41}{101.4} \right)^2 \right\} \times \frac{321}{1.515} = 209.9 \text{ [MPa]}$$

よって、圧縮応力の評価基準値は、

$$1.5f_c = 1.5 \times 209.9 = 314 \text{ [MPa]}$$

ここで、有効細長比： $\lambda=15.41$

限界細長比： $\Lambda=101.4$

係数： $\nu=1.515$

(2) せん断応力の評価基準値

$$f_b = \frac{F}{1.5\sqrt{3}} = \frac{321}{1.5\sqrt{3}} = 123.6 \text{ [MPa]}$$

よって、せん断応力の評価基準値は、

$$1.5f_b = 1.5 \times 123.6 = 185 \text{ [MPa]}$$

ここで、 $F=321$ [MPa]

(3) 組合せ応力の評価基準値の算出

$$f_t = \frac{F}{1.5} = \frac{321}{1.5} = 214.0 \text{ [MPa]}$$

よって、組合せ応力の評価基準値は、

$$1.5f_t = 1.5 \times 214 = 321 [\text{MPa}]$$

ここで、 $F = 321 [\text{MPa}]$

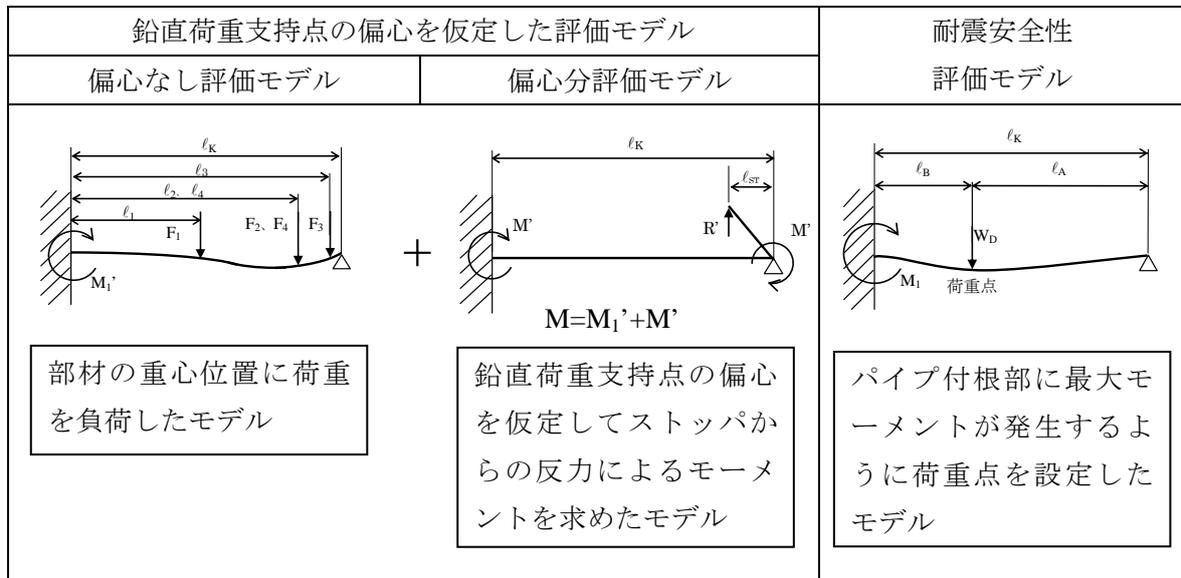
#### 4. 評価結果

評価結果を表③-5に示す。

表③-5 鉛直荷重支持点の偏心を仮定したパイプの応力評価結果

単位[MPa]

	鉛直荷重支持点の偏心を 仮定した評価結果	耐震安全性 評価結果	評価 基準値
圧縮	153	153	314
曲げ	34	43	
圧縮+曲げ	187	196	
せん断	2	4	185
組合せ	188	197	321

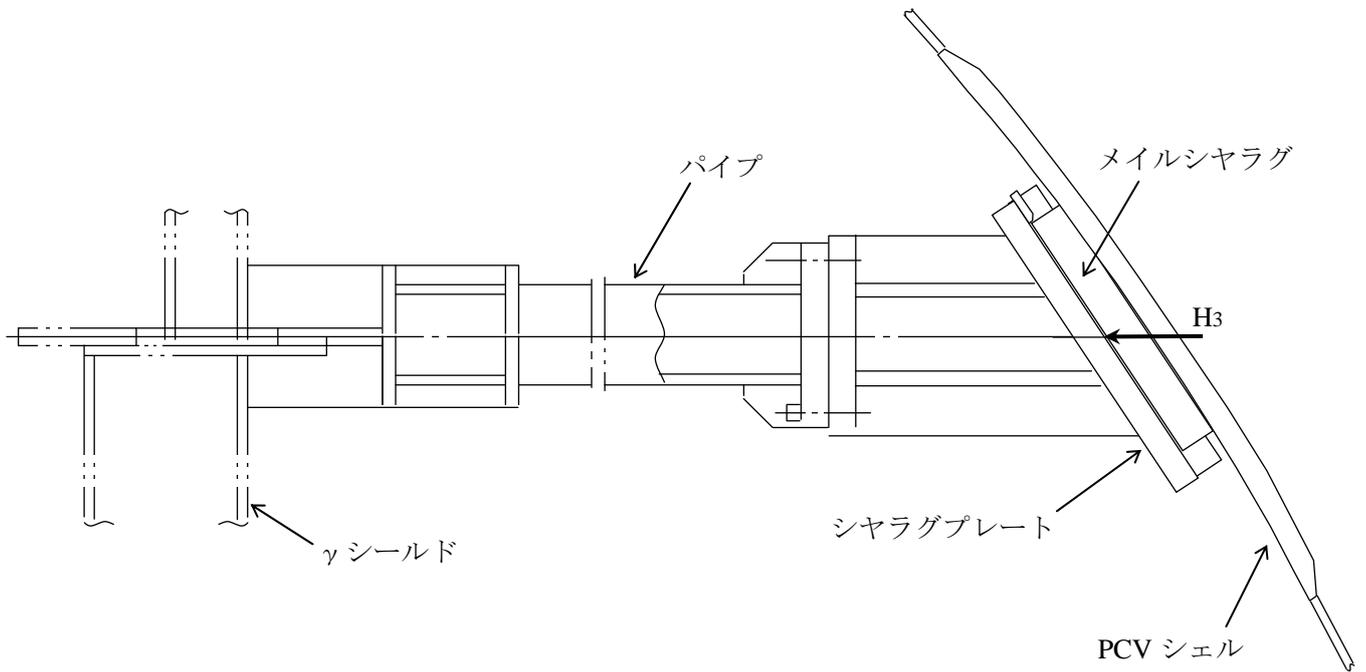


図③-11 評価モデルの比較 (再掲)

鉛直荷重支持点の偏心を仮定した評価結果の応力値は、評価基準値を下回っているため、座屈は生じないことを確認した。

なお、耐震安全性評価では全荷重を集中荷重としてパイプ付根部に最大のモーメントが発生するように荷重点を設定した保守的な評価を実施していたが、本評価では現実的な荷重条件を考慮して、部材の重心位置に荷重を負荷したモデルとした。さらに、鉛直荷重支持点の偏心を仮定したモデルを組み合わせ、パイプの座屈の評価を実施した。





図③-13 PCV スタビライザに作用する軸方向荷重

解析により求めた  $H_3$  は、

$$H_3 = 1.59 \times 10^6 [\text{N}]$$

であるため、パイプ 1 本分に作用する軸力  $F_c$  は、

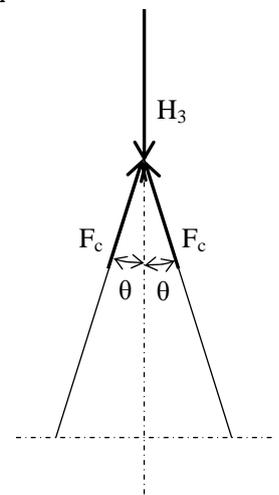
$$\begin{aligned} F_c &= \frac{H_3}{2 \cdot \cos\theta} = \frac{1.59 \times 10^6}{2 \times \cos(31.369^\circ)} \\ &= 9.31 \times 10^5 [\text{N}] \end{aligned}$$

となる。

よって、パイプに生じる圧縮応力は、以下となる。

$$\begin{aligned} \sigma_{ch}' &= \frac{F_c}{A_p} = \frac{9.31 \times 10^5}{3.59 \times 10^4} \\ &= 26 [\text{MPa}] \end{aligned}$$

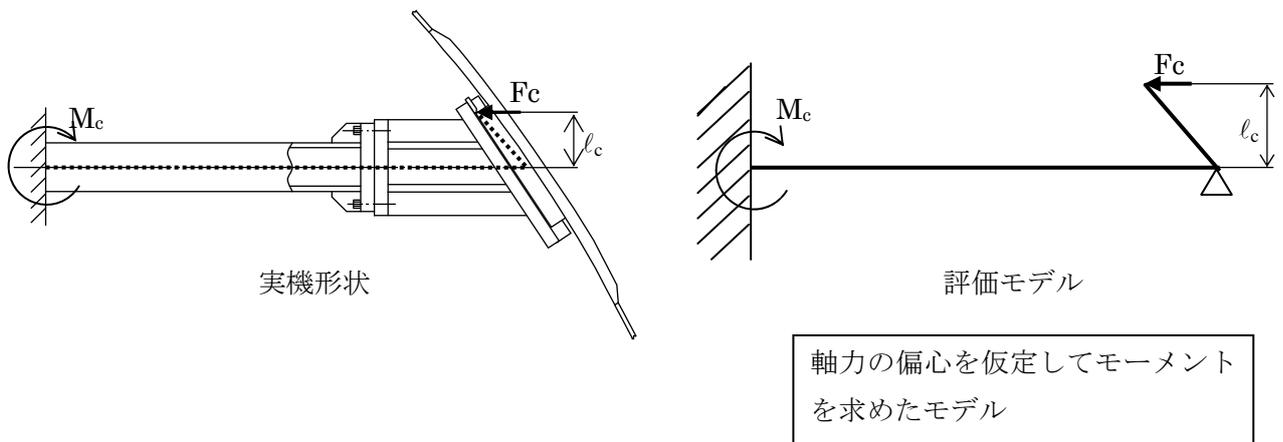
ここで、 $A_p$  : パイプの断面積 ( $=3.59 \times 10^4 [\text{mm}^2]$ )



図③-14 力のつり合い

## 1.2 偏心による影響

C部のPCVスタビライザが軸方向荷重を受けた場合、シヤラグプレートとメイルシヤラグによって荷重を伝達すると考えられるが、ここでは、保守的にストップ位置で荷重を受けるとし、荷重  $F_c$  の偏心による影響を図③-15の計算モデルにより評価する。



図③-15 偏心による影響（概念図）（再掲）

荷重  $F_c$  の偏心によるモーメント  $M_c$  は下式により計算される。

$$\begin{aligned} M_c &= F_c \cdot l_c \\ &= 9.31 \times 10^5 \times 389.5 \\ &= 3.63 \times 10^8 [\text{N} \cdot \text{mm}] \end{aligned}$$

ここで、 $l_c$  : スタビライザ中心からストップ先端までの長さ (=389.5[mm])

よって、曲げ応力は、

$$\begin{aligned} \sigma_{bl} &= \frac{M_c}{Z_p} = \frac{3.63 \times 10^8}{2.61 \times 10^6} \\ &= 139 [\text{MPa}] \end{aligned}$$

ここで、 $Z_p$  : パイプの断面係数 (=2.61×10<sup>6</sup>[mm<sup>3</sup>])

となる。

### 1.3 偏心による影響（鉛直荷重）

鉛直荷重による偏心の影響は「鉛直荷重支持点の偏心を仮定した座屈評価の検討評価」1項より、下記のように求められる。

偏心を考慮した曲げ応力は、

$$\sigma_{b2} = \frac{M}{Z_p} = \frac{8.65 \times 10^7}{2.61 \times 10^6} \\ = 34 [\text{MPa}]$$

ここで、M：偏心を考慮したモーメント（ $=8.65 \times 10^7 [\text{N} \cdot \text{mm}]$ ）  
Z<sub>p</sub>：パイプの断面係数（ $=2.61 \times 10^6 [\text{mm}^3]$ ）

となる。

次に、せん断応力を求める。

$$\tau' = \frac{R_v}{A_p} = \frac{4.09 \times 10^4}{3.59 \times 10^4} = 2 [\text{MPa}]$$

ここで、R<sub>v</sub>：パイプ付根部のせん断荷重（ $=4.09 \times 10^4 [\text{N}]$ ）

### 1.4 応力の組合せ

曲げ応力の合計は、

$$\sigma_b' = \sigma_{b1} + \sigma_{b2} = 139 + 34 = 173 [\text{MPa}]$$

圧縮+曲げ応力の合計は、

$$\sigma_c' = \sigma_{ch}' + \sigma_{b1} + \sigma_{b2} = 26 + 139 + 34 = 199 [\text{MPa}]$$

となる。

また、組合せ応力を求めると以下となる。

$$\sigma = \sqrt{\sigma_c'^2 + 3 \cdot \tau'^2} = \sqrt{199^2 + 3 \times 2^2} = 199 [\text{MPa}]$$

### 1.5 評価結果

軸力の偏心を仮定したパイプの座屈評価を実施した。(表③-6)

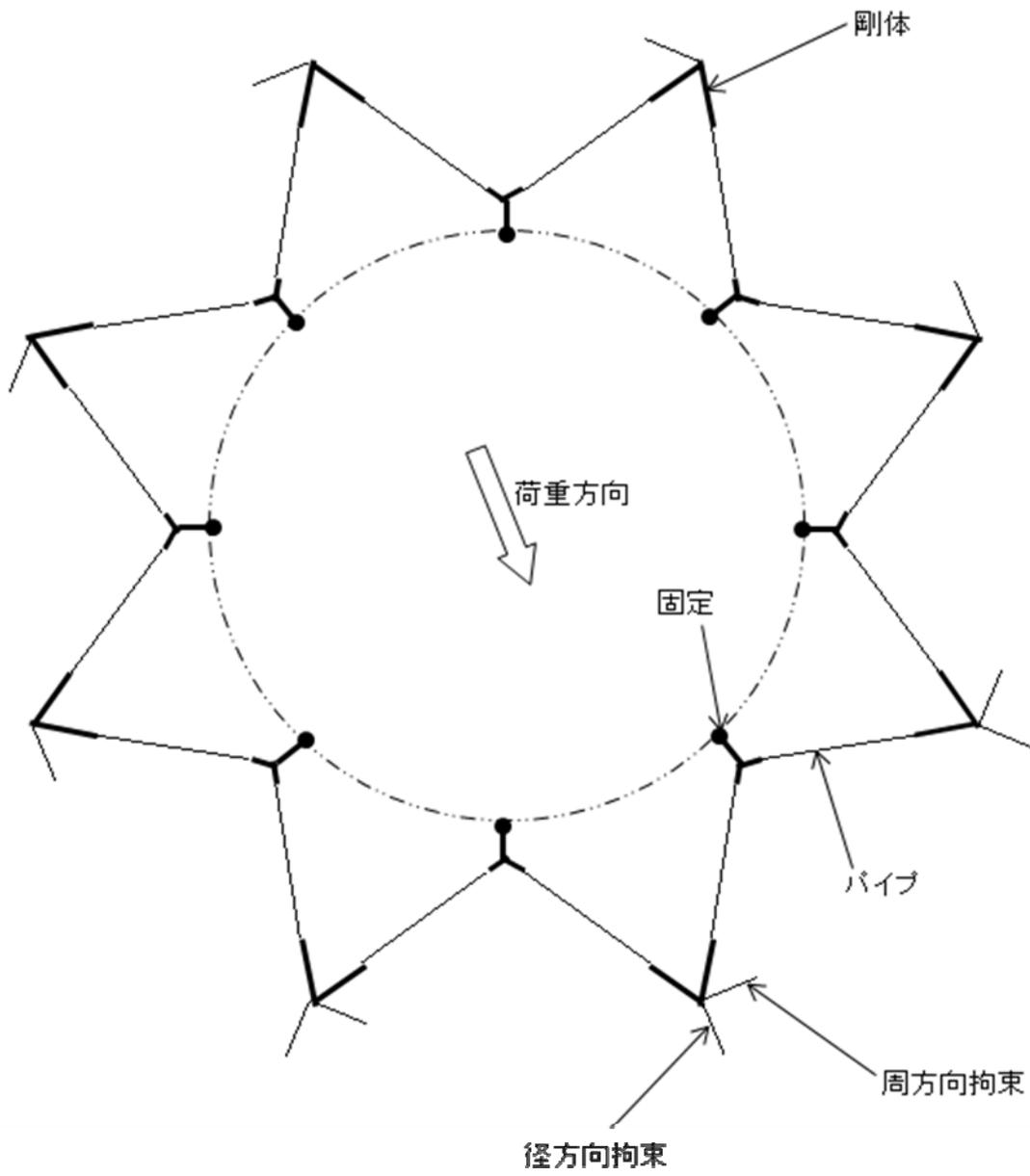
軸力の偏心を仮定した場合におけるパイプの応力は、評価基準値を満足しており、パイプの座屈に影響はないことを確認した。

なお、ここではPCV シェルを剛として反力  $H_3$  を算出して評価を行ったが、実際には、C 部にはPCV シェルが存在し、軸方向荷重に対してPCV シェルの径方向の変形が生じる効果（シェルバネの効果）がある。このシェルバネの効果を考慮することで、発生応力は今回算定した値よりも小さくなると考えられる。

表③-6 軸力の偏心を仮定したパイプの応力評価結果

単位[MPa]

	軸力の偏心を 仮定した評価結果	耐震安全性 評価結果	評価 基準値
圧縮	26	153	314
曲げ	173	43	
圧縮+曲げ	199	196	
せん断	2	4	185
組合せ	199	197	321



添付図③-1 解析モデル

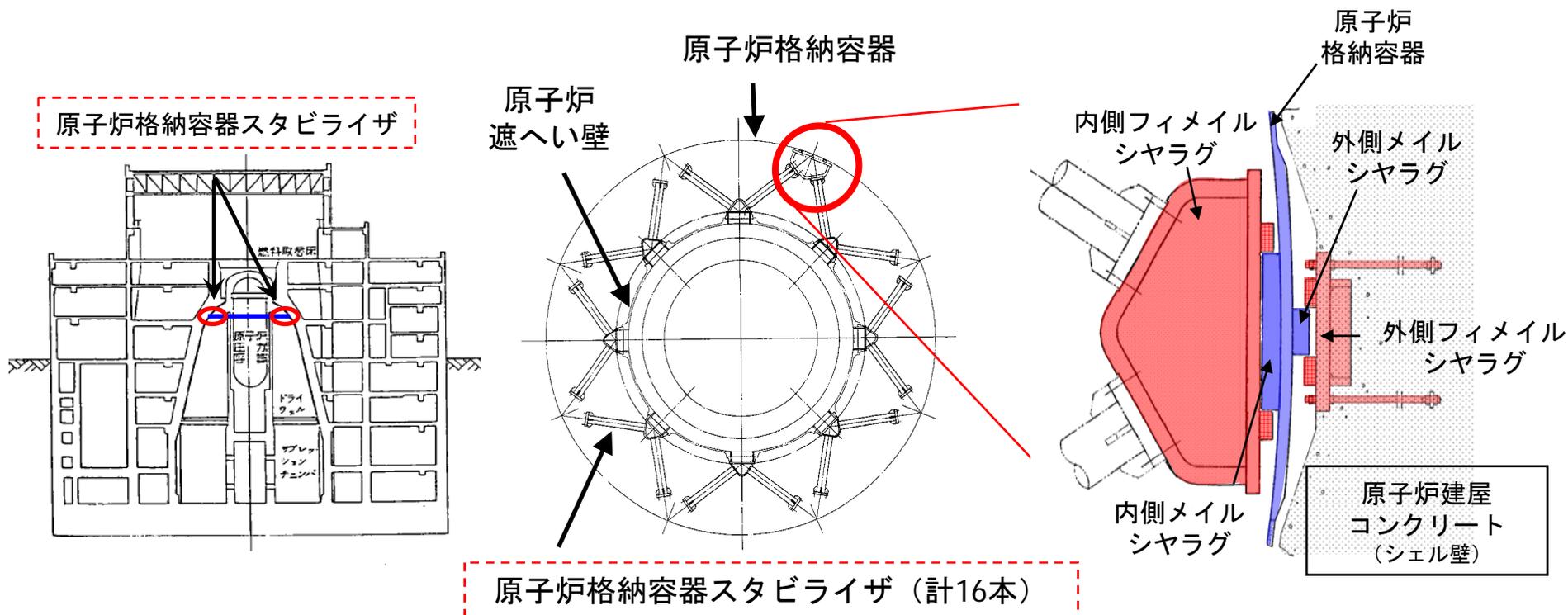
---

(添付資料)

# 原子炉格納容器スタビライザの構造および機能と耐震強化設計の概要について

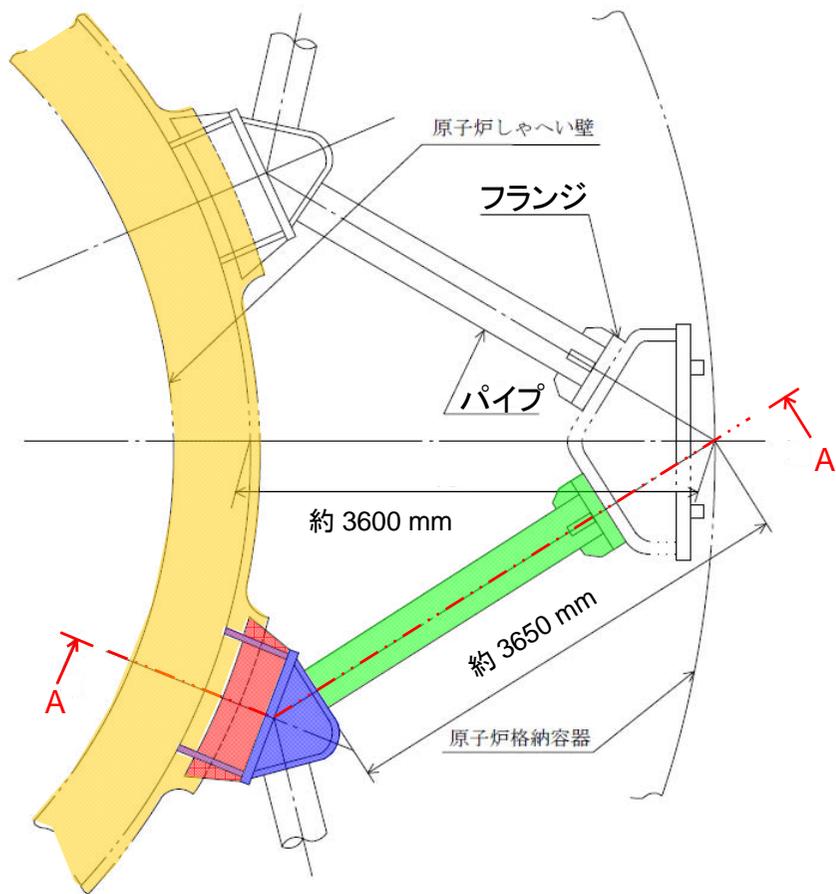
# 原子炉格納容器スタビライザについて

- 原子炉遮へい壁～原子炉格納容器間に設置されている、トラス状の鋼構造物である。
- 原子炉遮へい壁に溶接で固定され、原子炉格納容器とは、マイル・フィメールシヤラグを介して取り合い、原子炉遮へい壁と原子炉格納容器間の水平方向の荷重を伝達する。



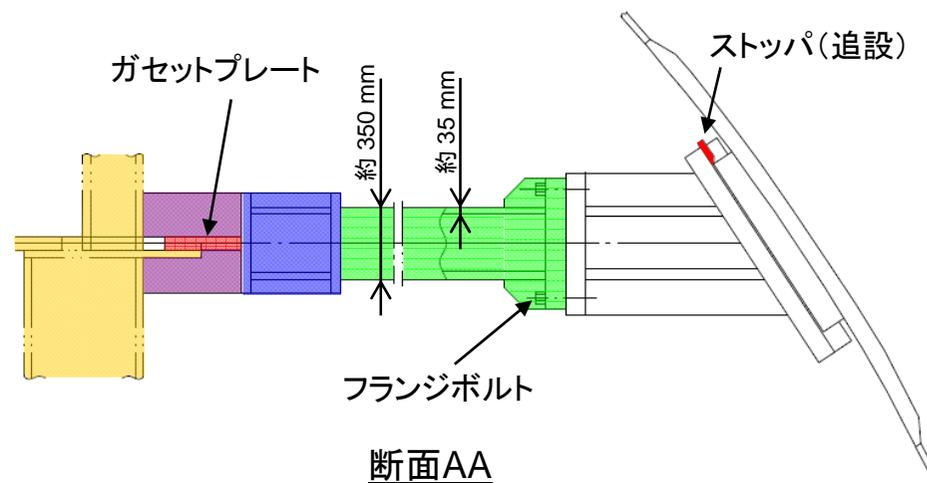
# 原子炉格納容器スタビライザの概略構造

原子炉格納容器スタビライザの概略構造と使用材料を以下に示す。



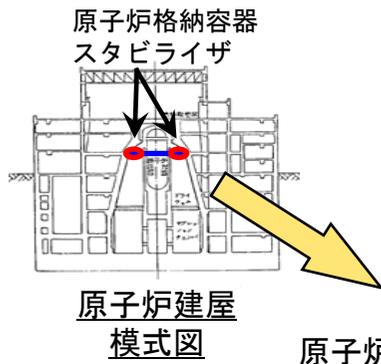
## 使用材料

ガセットプレート	SM490B
パイプ	STS480
フランジボルト	SNCM439
ストッパ	SGV480

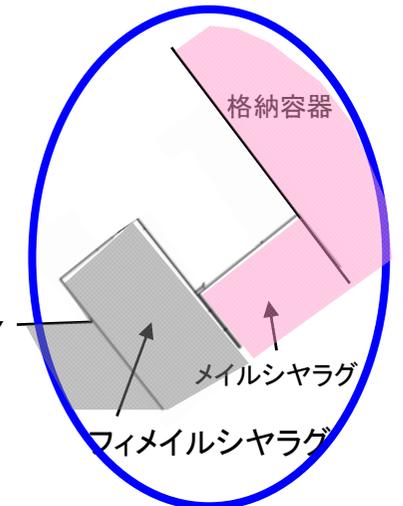
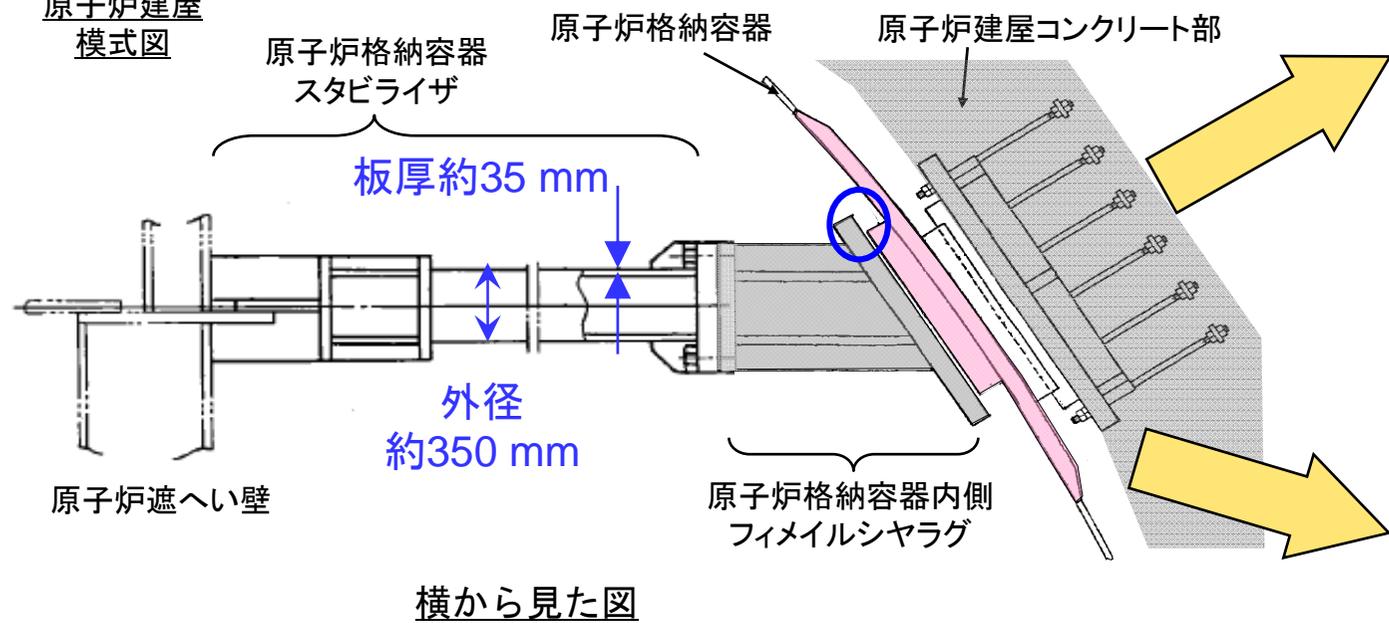


## 原子炉格納容器スタビライザの概略寸法と材料

# 原子炉格納容器スタビライザの格納容器との取り合い部

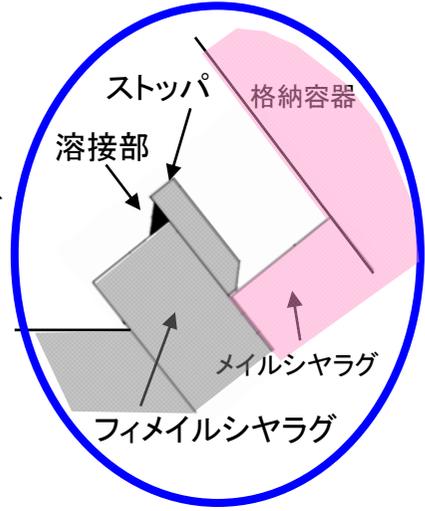


フィメールシヤラグとメイルシヤラグは、水平方向（紙面に垂直方向）のみ、お互いに接触するが、下方向のスタビライザのたわみでは、メイルシヤラグとは接触しない。



改造前

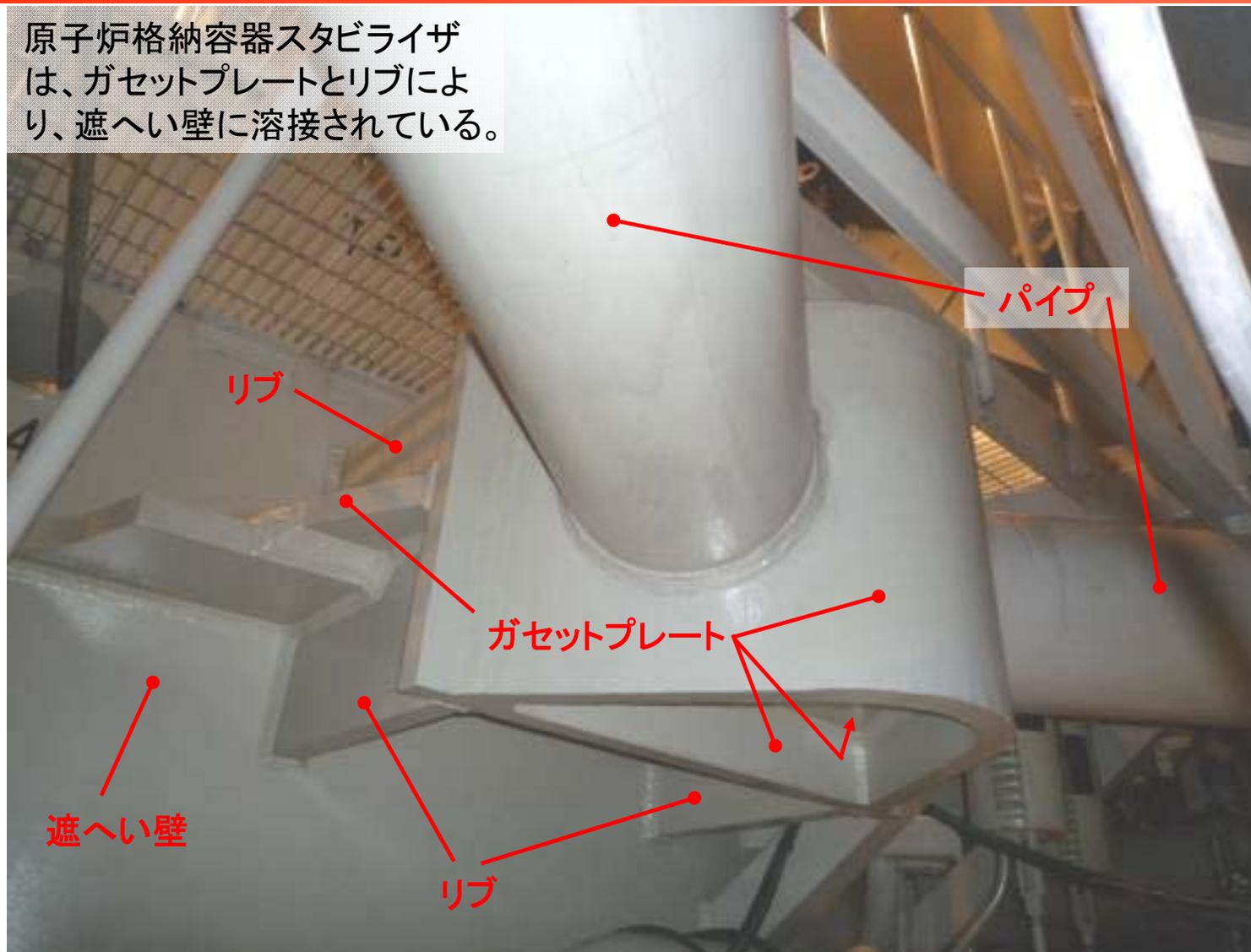
ストツパがメイルシヤラグに当たり、下方向へのスタビライザのたわみが支持される。



改造後

# 原子炉格納容器スタビライザの遮へい壁との取り合い部

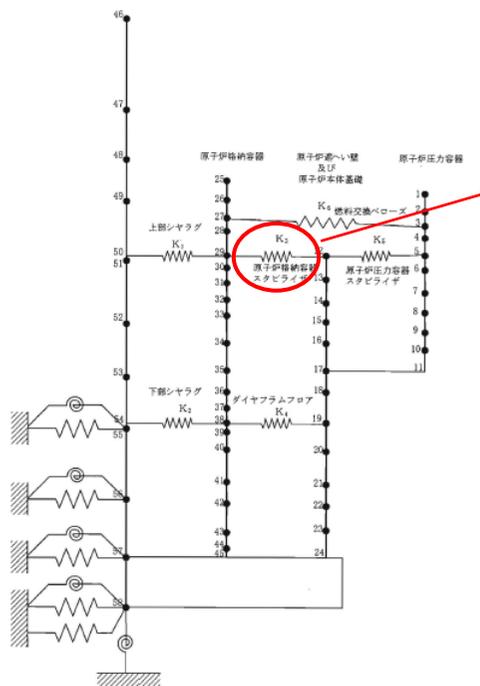
原子炉格納容器スタビライザは、ガセットプレートとリブにより、遮へい壁に溶接されている。



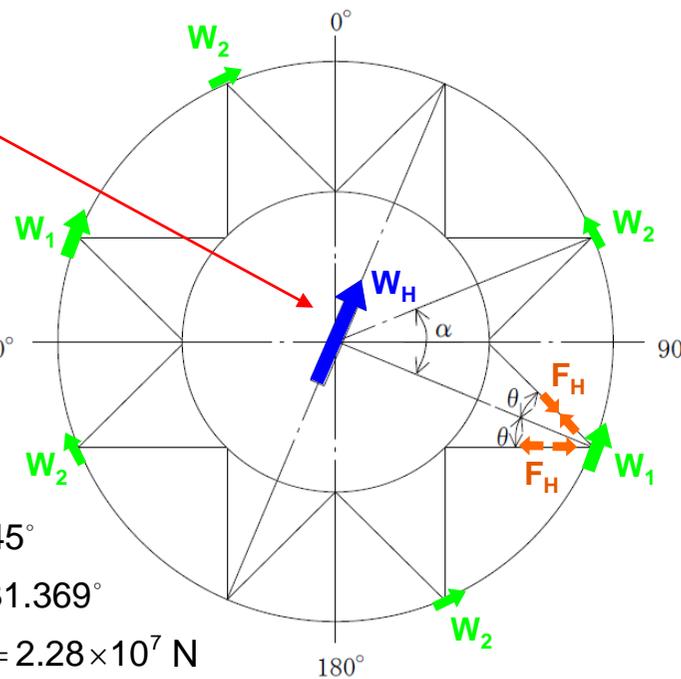
原子炉格納容器スタビライザの遮へい壁との取り合い部(写真)

# 原子炉格納容器スタビライザの地震荷重（水平）

- 原子炉格納容器スタビライザは、ばね要素で模擬されて、原子炉本体～原子炉格納容器～原子炉建屋を連成させた地震応答解析モデル（以下、大型機器連成解析モデルという）に組み込まれている。
- 大型機器連成解析モデルを用いた地震応答解析で得られた当該ばね要素のばね反力が、原子炉格納容器スタビライザ全体に作用する地震荷重 $W_H$ となる。
- 1カ所あたりの地震荷重 $F_H$ は、スタビライザの全体に作用する地震荷重 $W_H$ の分散をスタビライザの形状を考慮して求める。



ばね反力は、全ての原子炉格納容器スタビライザで受ける地震荷重( $W_H$ )となっている。



$\alpha = 45^\circ$   
 $\theta = 31.369^\circ$   
 $W_H = 2.28 \times 10^7 \text{ N}$

各原子炉格納容器スタビライザの荷重の分配は、

$$W_H = 2(W_1 + 2W_2 \cos\alpha)$$

$W_2 = W_1 \cos\alpha$  ゆえに、原子炉格納容器スタビライザ1箇所あたりの荷重のうち、最大の荷重( $W_1$ )は、

$$W_1 = \frac{1}{4} W_H = 5.7 \times 10^6 \text{ N}$$

したがって、パイプに作用する荷重( $F_H$ )は、

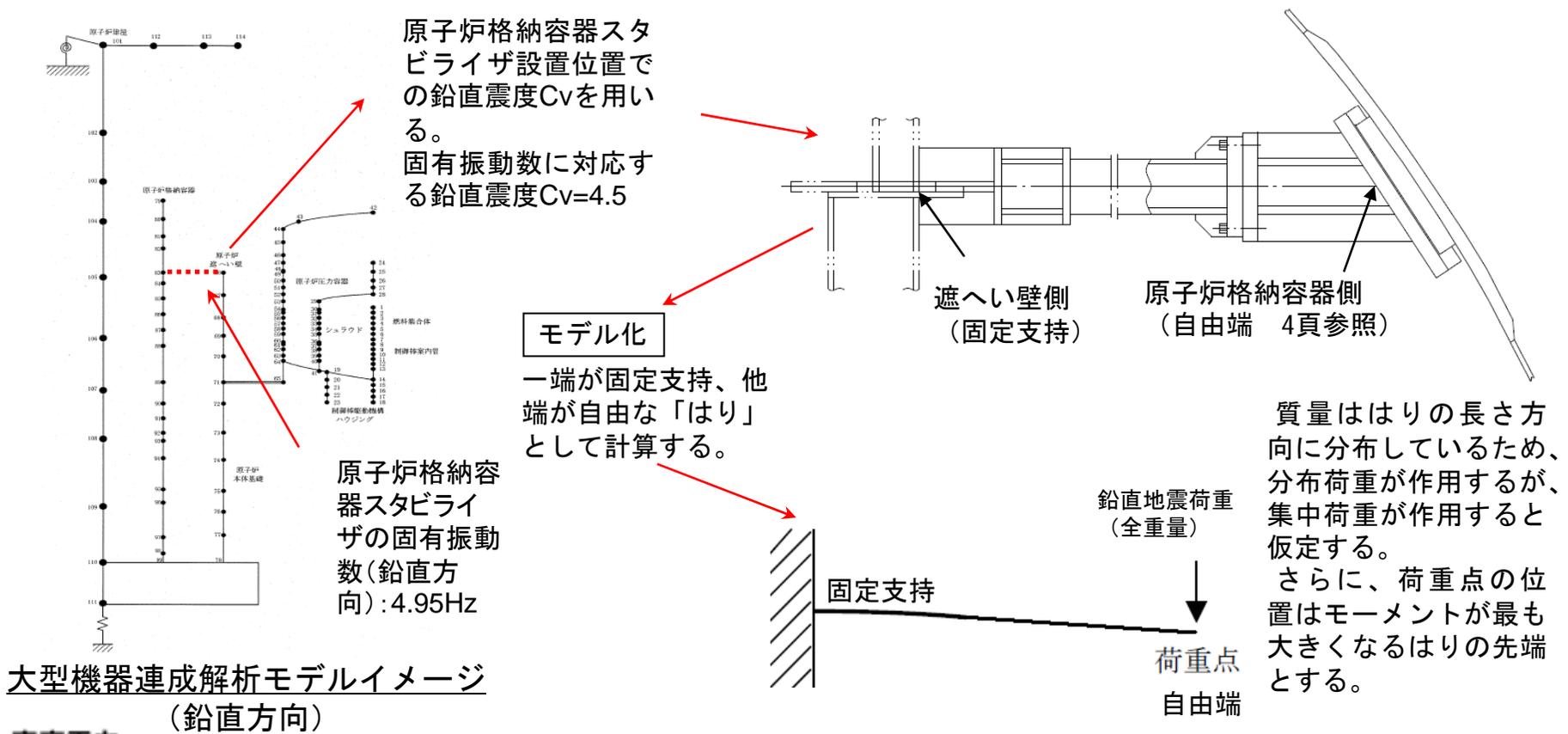
$$F_H = \frac{1}{4} \frac{W_H}{2 \sin\theta} = 5.48 \times 10^6 \text{ N}$$

大型機器連成解析モデルイメージ  
 （水平方向）

原子炉格納容器スタビライザ配置図

# 原子炉格納容器スタビライザの地震荷重（鉛直、耐震強化工事前）

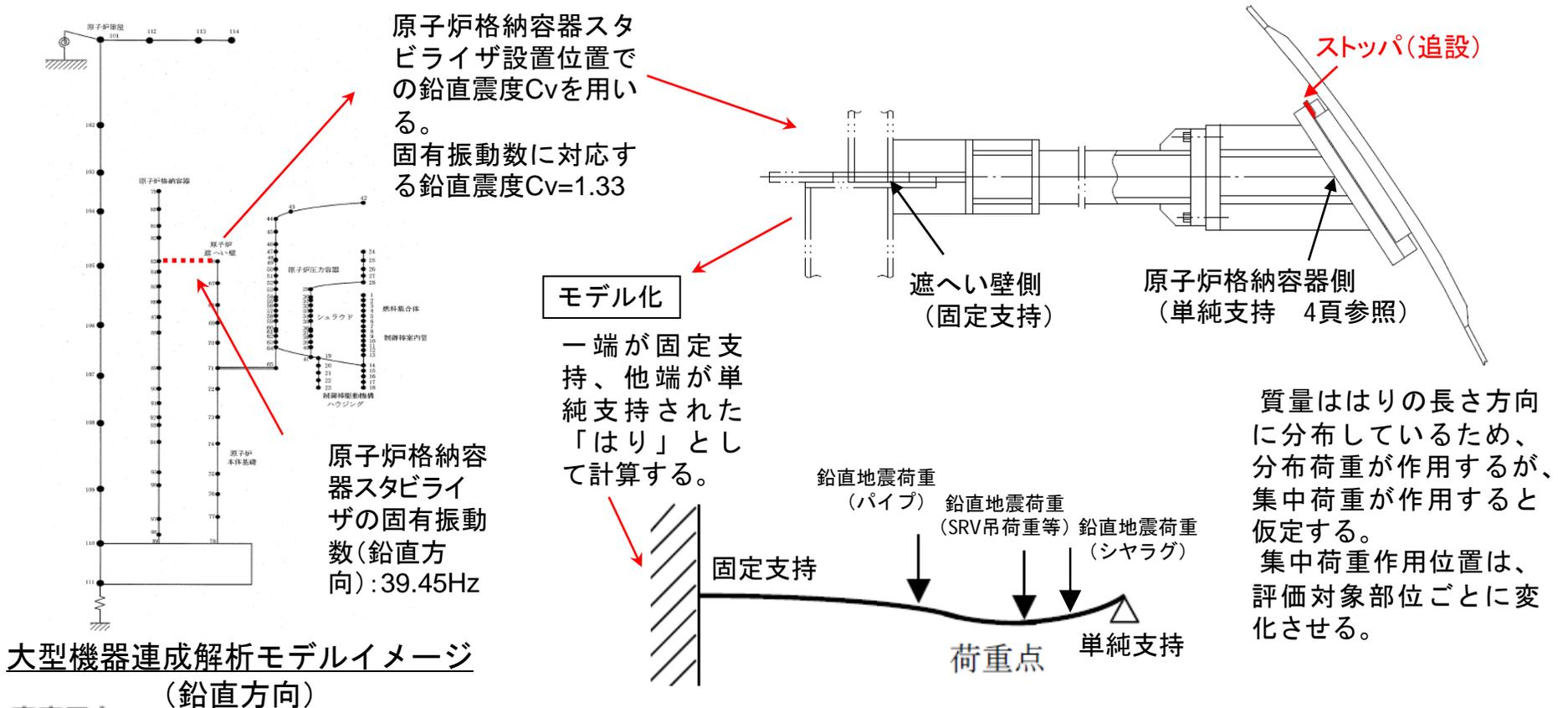
- 原子炉格納容器スタビライザは、鉛直方向の荷重は伝達しないため、大型機器連成解析モデル（鉛直方向）ではばね要素としてモデル化されていない。
- 大型機器連成解析モデルを用いた地震応答解析により得られた原子炉格納容器スタビライザ設置位置の鉛直加速度を用いて、地震時に原子炉格納容器スタビライザに作用する鉛直方向の地震荷重を計算する。



大型機器連成解析モデルイメージ (鉛直方向)

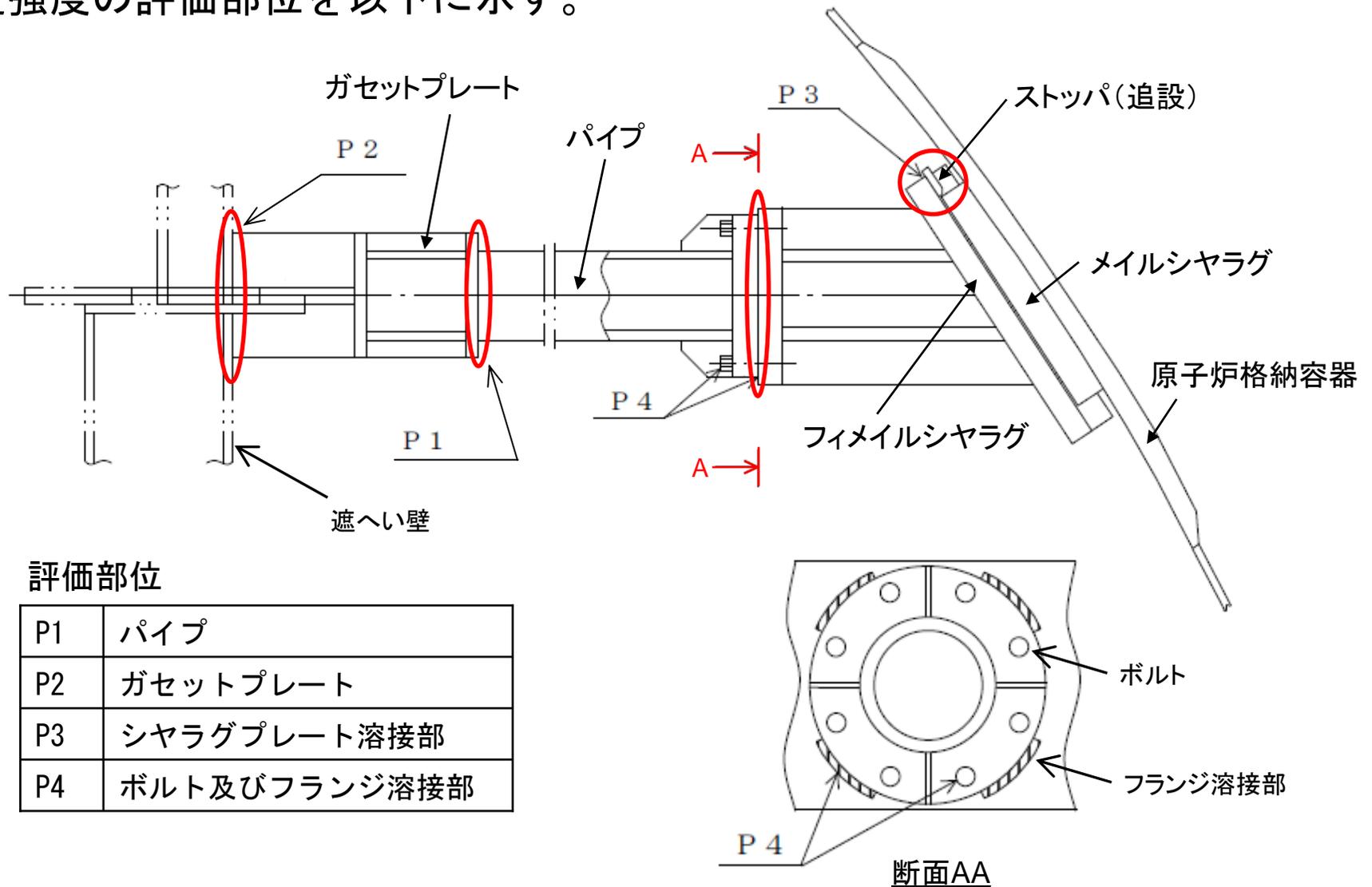
# 原子炉格納容器スタビライザの地震荷重（鉛直、耐震強化工事後）

- 原子炉格納容器スタビライザは、鉛直方向の荷重は伝達しないため、大型機器連成解析モデル（鉛直方向）ではばね要素としてモデル化されていない。
- 大型機器連成解析モデルを用いた地震応答解析により得られた原子炉格納容器スタビライザ設置位置の鉛直加速度を用いて、地震時に原子炉格納容器スタビライザに作用する鉛直方向の地震荷重を計算する。



# 構造強度評価部位

構造強度の評価部位を以下に示す。



評価部位

P1	パイプ
P2	ガゼットプレート
P3	シヤラグプレート溶接部
P4	ボルト及びフランジ溶接部

# 構造強度評価の評価基準値

原子炉格納容器スタビライザの評価基準値は、設計・建設規格※<sup>1</sup>のクラス1支持構造物の評価基準値又は鋼構造設計規準に示されている評価基準値を適用する。

## ■ ボルト材の評価基準値（有効断面積）

- ✓ 引張応力の評価基準値は、  
 $1.5 \times \min [ 1.2S_y, 0.7S_u ] \ / 1.5$  ※<sup>2</sup>

## ■ ボルト材以外の評価基準値

- ✓ 引張応力、曲げ応力※<sup>3</sup> の評価基準値は、  
 $1.5 \times \min [ 1.2S_y, 0.7S_u ] \ / 1.5$
- ✓ せん断応力の評価基準値は、  
 $1.5 \times \min [ 1.2S_y, 0.7S_u ] \ / (1.5 \times \sqrt{3})$
- ✓ 圧縮応力の評価基準値は、

$$1.5 \times \left\{ 1 - 0.4 \times \left( \frac{\lambda}{\Lambda} \right)^2 \right\} \times \frac{\min(1.2S_y, 0.7S_u)}{v}$$

$$\text{ただし、} v = 1.5 + \frac{2}{3} \left( \frac{\lambda}{\Lambda} \right)^2, \quad \lambda = \frac{\ell}{i} \quad (\text{有効細長比}=15.41), \quad \Lambda = \sqrt{\frac{\pi^2 E}{0.6F}} \quad (\text{限界細長比}=101.4) \quad \text{※}^4$$

部位	材料	Sy (MPa)	Su (MPa)	F値
ガセットプレート	SM490B	286.7	473.9	331
パイプ	STS480	267.7	470.2	321
フランジボルト	SNCM439	865.5	951.8	666
ストッパ	SGV480	255.7	464.9	306
フランジ溶接部	SGV480※	255.7	464.9	306

※ 溶接材料と比較して、フィメールシヤラグの材料の方が評価基準値が小さいため、ファイメールシヤラグの材料を記載。

※<sup>1</sup>：発電用原子力設備規格設計・建設規格 JSME S NC1-2005

※<sup>2</sup>：S<sub>y</sub>は、設計降伏点。S<sub>u</sub>は、設計引張強さ。

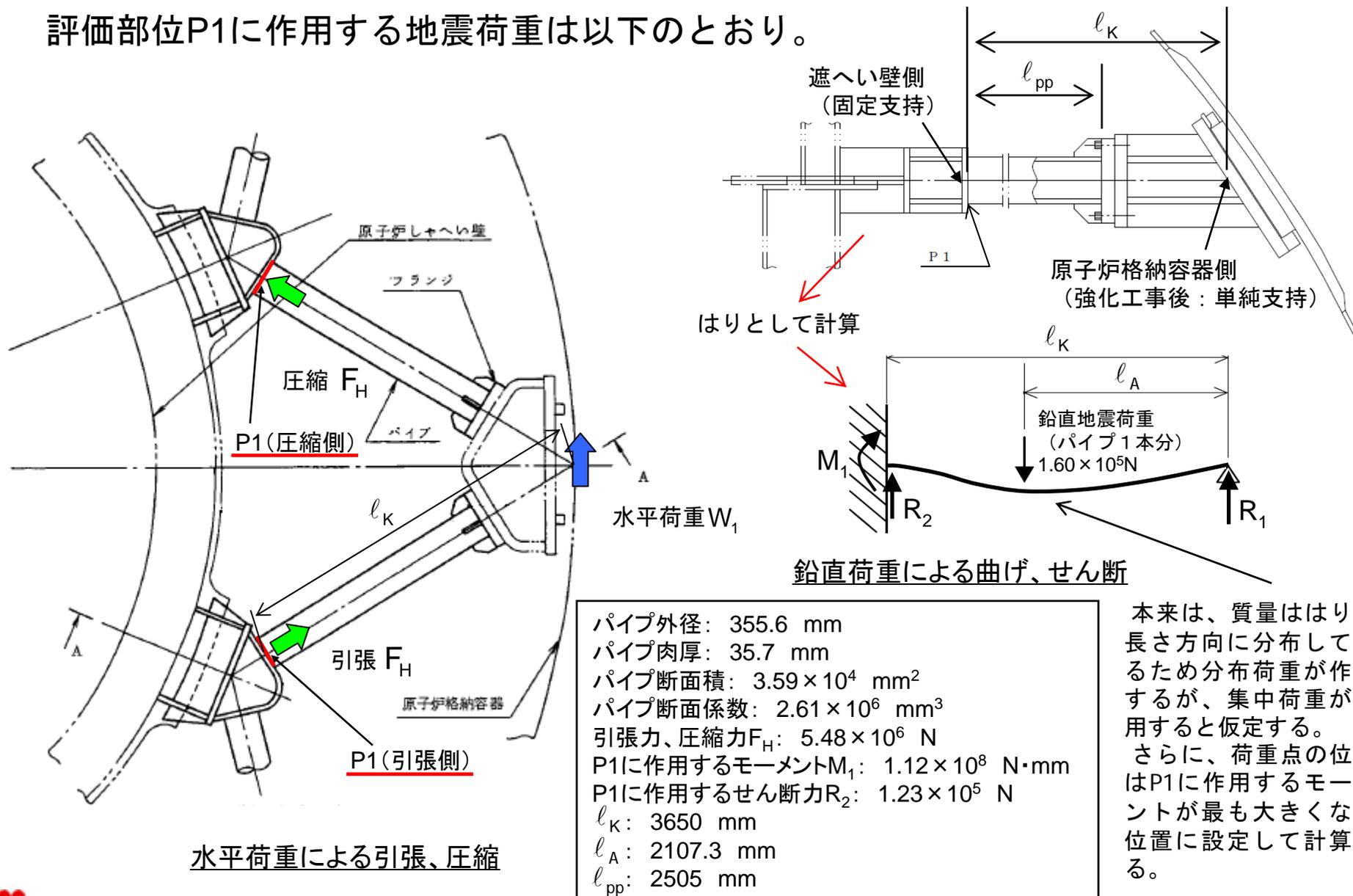
※<sup>3</sup>：曲げ応力の評価基準値は、「面内に曲げを受けるガセットプレート、曲げを受ける鋼管および箱形断面の場合」には、引張応力と同じ評価基準値となる。

※<sup>4</sup>：ℓは座屈長さであり、改造前は1.0×ℓ<sub>pp</sub>(パイプ長さ)=2505mm、改造後は0.7×ℓ<sub>pp</sub>(パイプ長さ)=1753.5mm。  
 iは座屈軸についての断面二次半径であり、パイプの断面二次半径(113.80mm)。

Eは、縦弾性係数(2.01×10<sup>5</sup>MPa)。Fは、F=min(1.2S<sub>y</sub>, 0.7S<sub>u</sub>)で定まる値。

# 評価部位P1（パイプ）に作用する荷重

評価部位P1に作用する地震荷重は以下のとおり。



本来は、質量ははりの長さ方向に分布しているため分布荷重が作用するが、集中荷重が作用すると仮定する。  
さらに、荷重点の位置はP1に作用するモーメントが最も大きくなる位置に設定して計算する。

# 評価部位P1（パイプ）の評価結果

耐震強化前

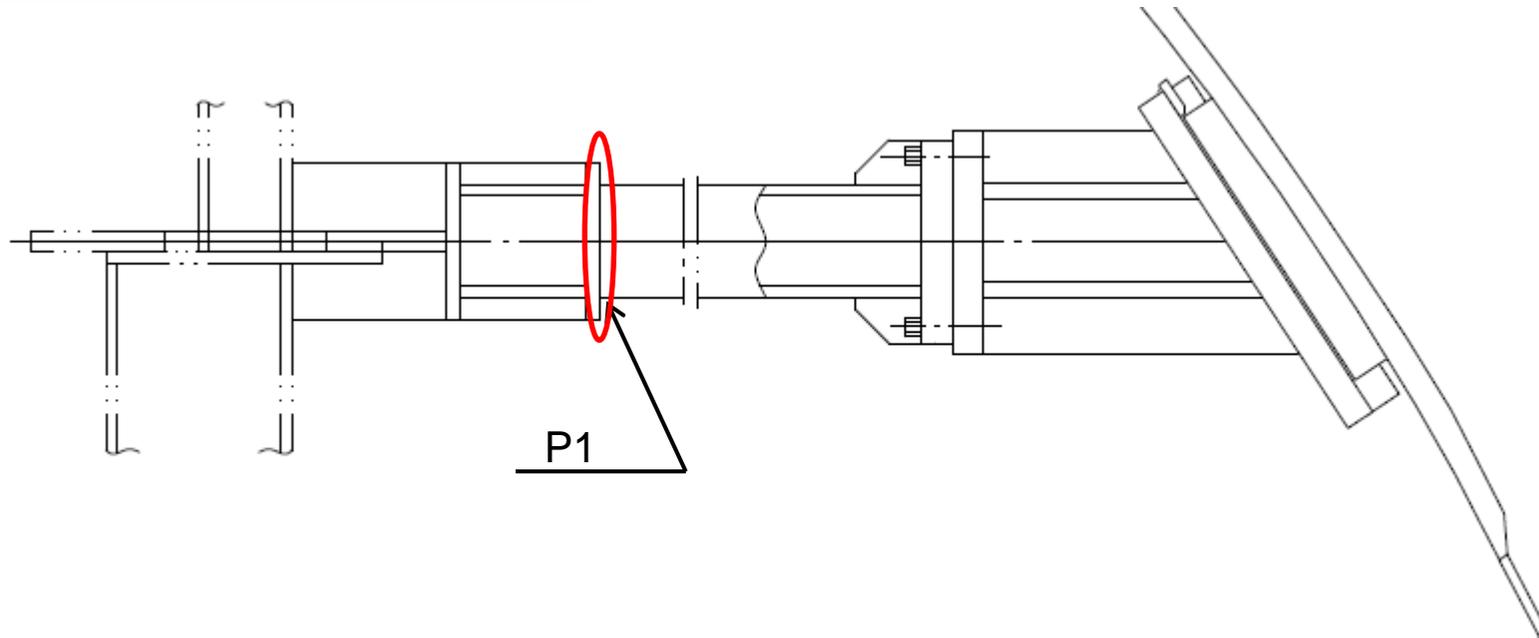
単位[MPa]

	引張側		圧縮側	
	計算値	評価基準値	計算値	評価基準値
引張(圧縮)	153	321	153	308
曲げ	529		529	
引張+曲げ (圧縮+曲げ)	682		682	
せん断	11	185	11	185
組合せ	683	321	683	321

耐震強化後

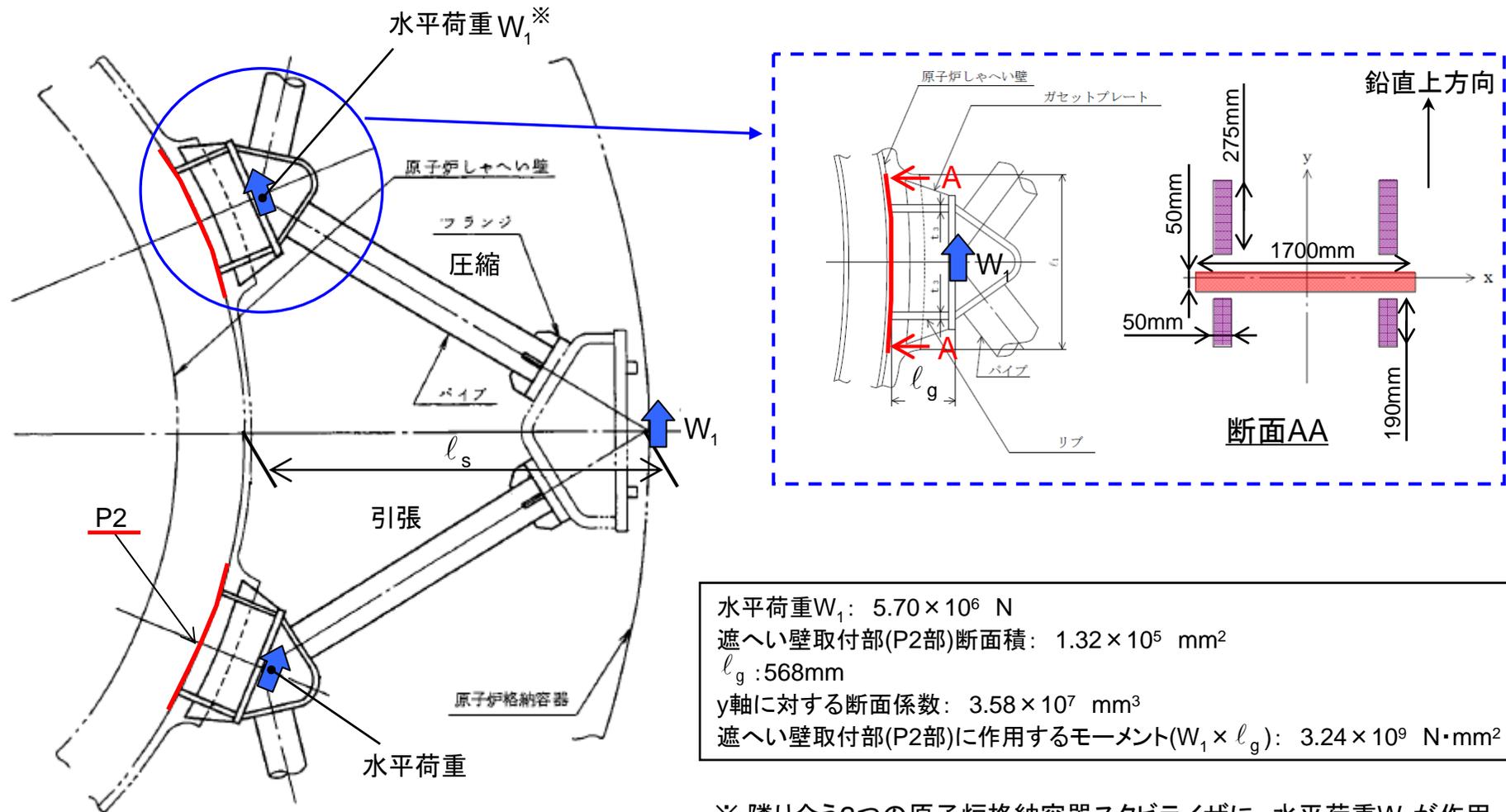
単位[MPa]

	引張側		圧縮側	
	計算値	評価基準値	計算値	評価基準値
引張(圧縮)	153	321	153	314
曲げ	43		43	
引張+曲げ (圧縮+曲げ)	196		196	
せん断	4	185	4	185
組合せ	197	321	197	321



# 評価部位P2（ガセットプレート）に作用する荷重（1／2）

評価部位P2に作用する荷重は以下のとおり。



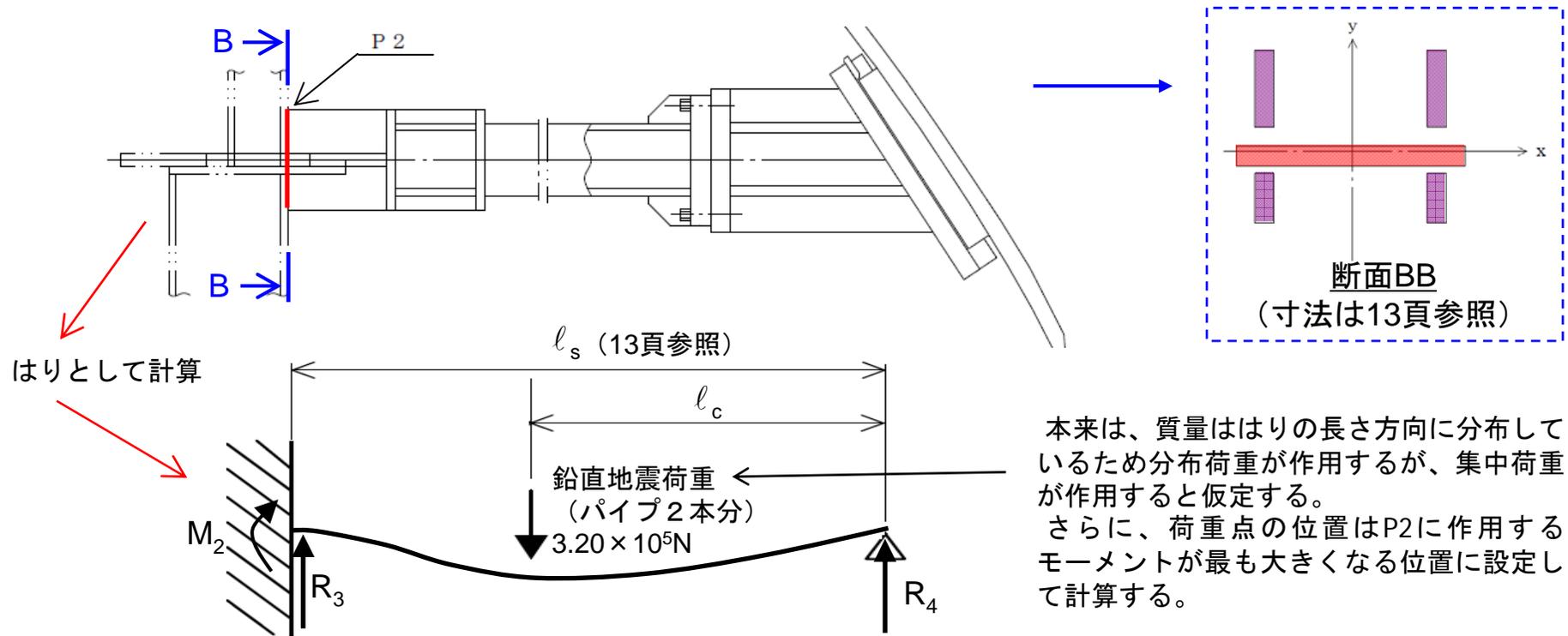
水平荷重 $W_1$ :	$5.70 \times 10^6$ N
遮へい壁取付部(P2部)断面積:	$1.32 \times 10^5$ mm <sup>2</sup>
$l_g$ :	568mm
y軸に対する断面係数:	$3.58 \times 10^7$ mm <sup>3</sup>
遮へい壁取付部(P2部)に作用するモーメント( $W_1 \times l_g$ ):	$3.24 \times 10^9$ N・mm <sup>2</sup>

※ 隣り合う2つの原子炉格納容器スタビライザに、水平荷重 $W_1$ が作用すると仮定した場合、ガセットプレートに作用する水平荷重は $W_1$ となる。本来は6頁に示すとおり、隣り合う2つの原子炉格納容器スタビライザに $W_1$ が作用することはない。

水平荷重によるせん断、曲げ

# 評価部位P2（ガセットプレート）に作用する荷重（2／2）

評価部位P2に作用する地震荷重は以下のとおり。



本来は、質量ははりの長さ方向に分布しているため分布荷重が作用するが、集中荷重が作用すると仮定する。  
さらに、荷重点の位置はP2に作用するモーメントが最も大きくなる位置に設定して計算する。

鉛直荷重によるせん断、曲げ

遮へい壁取付部断面積:  $1.32 \times 10^5 \text{ mm}^2$   
 x軸に対する断面係数:  $5.79 \times 10^6 \text{ mm}^3$   
 P2に作用するせん断力 $R_3$ :  $2.46 \times 10^5 \text{ N}$   
 P2に作用するモーメント $M_2$ :  $2.22 \times 10^8 \text{ N} \cdot \text{mm}$   
 $l_s$ : 3601.8 mm  
 $l_c$ : 2079.5 mm

# 評価部位P2（ガセットプレート）の評価結果

耐震強化前

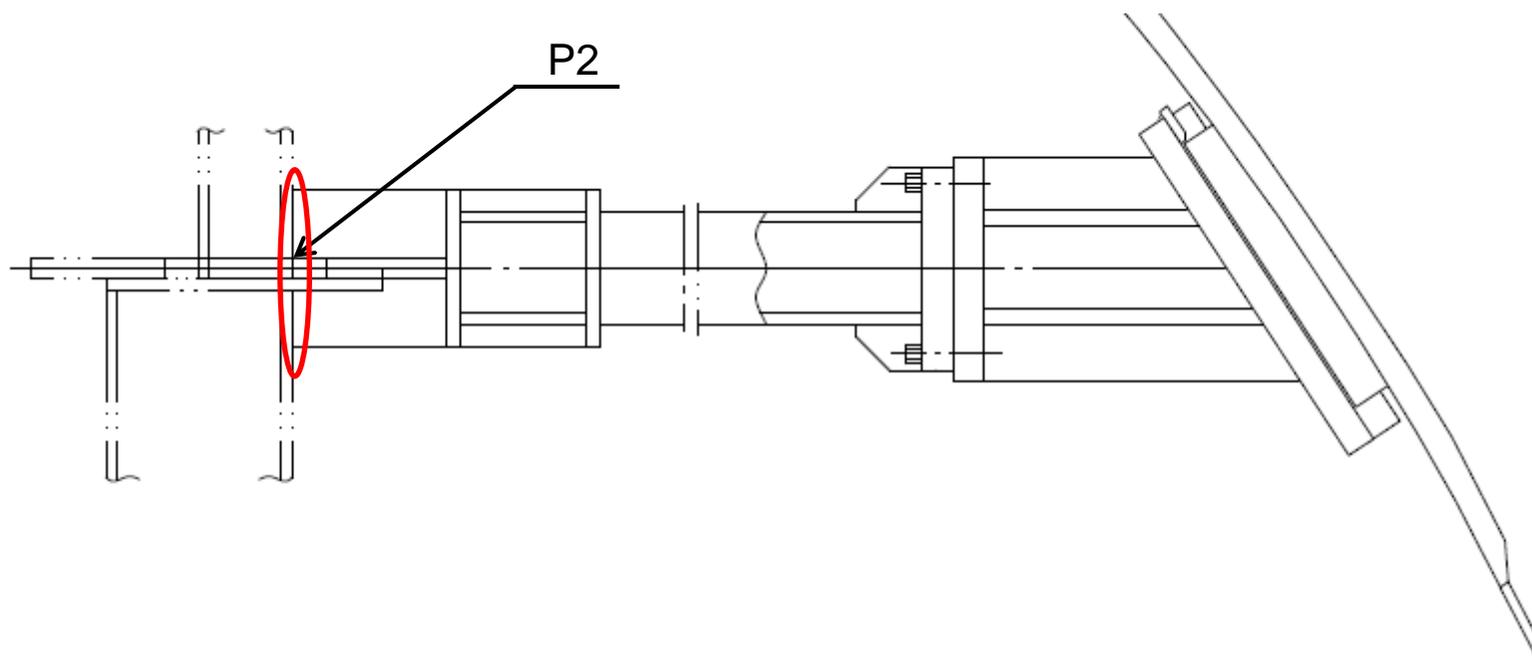
単位[MPa]

	計算値	評価基準値
曲げ	562	331
せん断	50	191
組合せ	569	331

耐震強化後

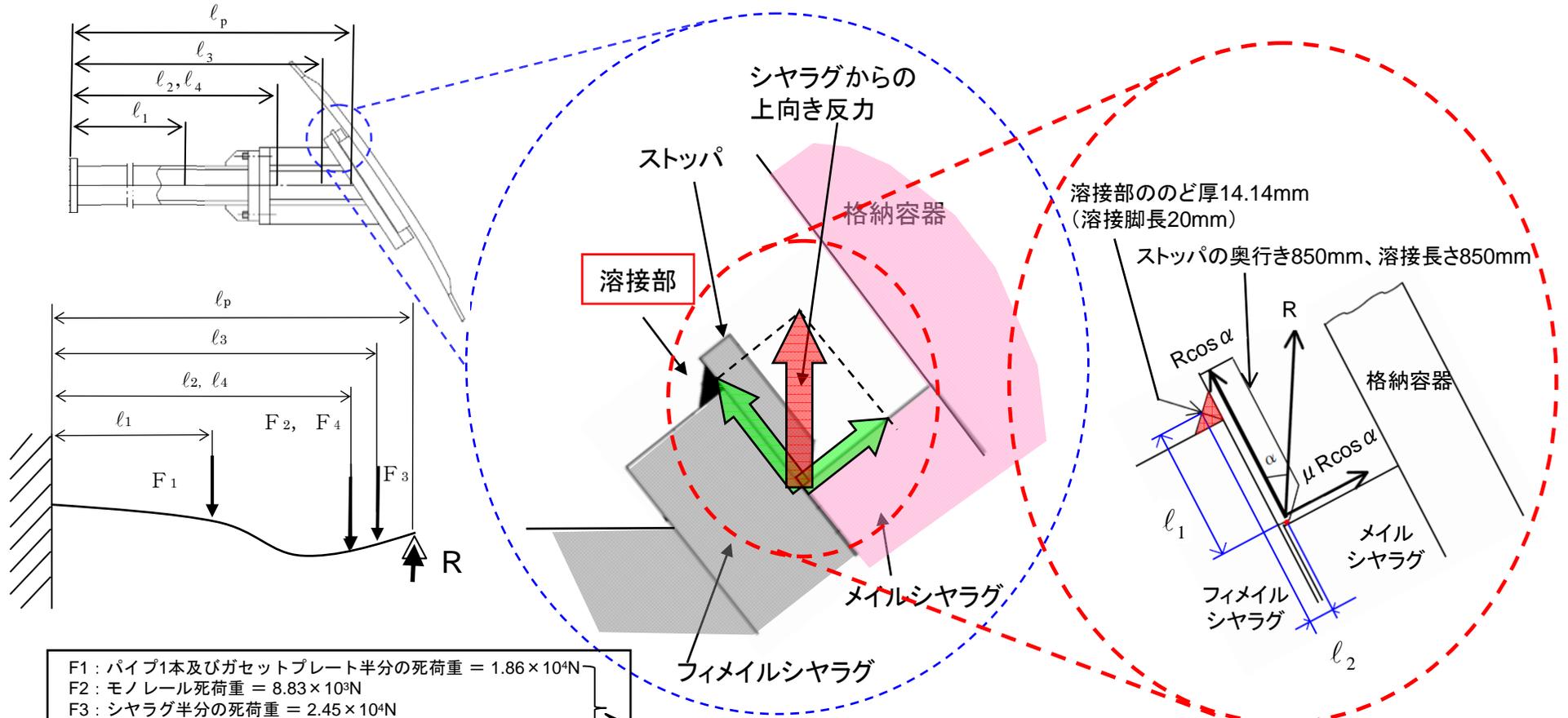
単位[MPa]

	計算値	評価基準値
曲げ	130	331
せん断	46	191
組合せ	153	331



# 評価部位P3（シヤラグプレート溶接部）に作用する荷重

評価部位P3に作用する地震荷重は以下のとおり。



- F1 : パイプ1本及びガセットプレート半分の死荷重 =  $1.86 \times 10^4 \text{ N}$
  - F2 : モノレール死荷重 =  $8.83 \times 10^3 \text{ N}$
  - F3 : シヤラグ半分の死荷重 =  $2.45 \times 10^4 \text{ N}$
  - F4 : 吊り荷重 (SRV半分の死荷重) =  $8.34 \times 10^3 \text{ N}$
  - R : 地震時のシヤラグプレートへの反力
- l1 : 固定端からパイプ重心位置までの距離 = 1561.9mm
  - l2 : 固定端からモノレール最外周位置までの距離 = 3257.4mm
  - l3 : 固定端からシヤラグ重心位置までの距離 = 3264.3mm
  - l4 : 固定端から吊り荷重作用点までの距離 = 3257.4mm
  - lp : パイプ根本からシヤラグプレート接合位置までの距離 = 3473.5mm

2倍で考慮  
(パイプ2本分)

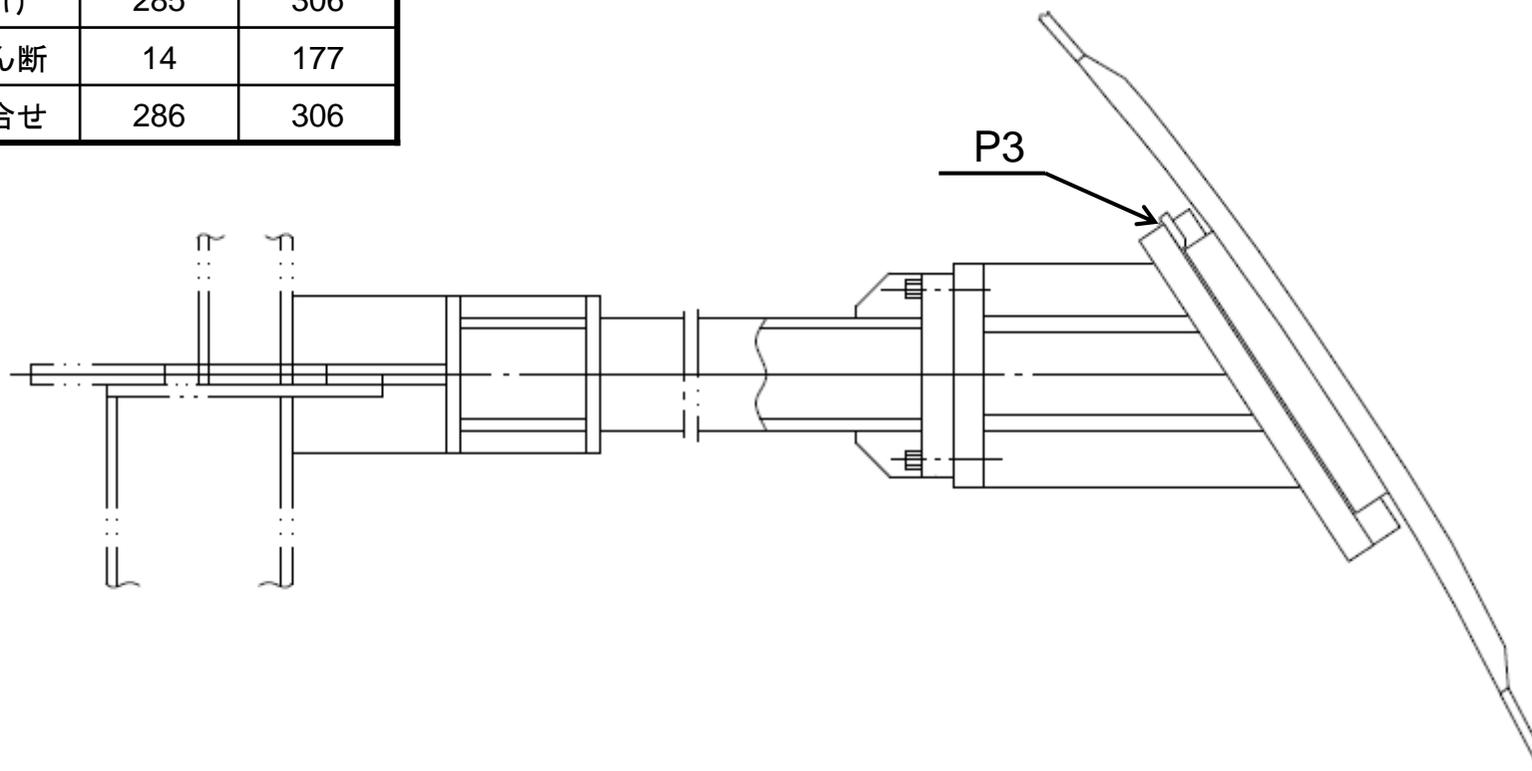
- 反力R :  $1.99 \times 10^5 \text{ N}$
- 溶接部断面積(のど厚×溶接長さ) :  $1.20 \times 10^4 \text{ mm}^2$
- 溶接部の断面係数 :  $2.83 \times 10^4 \text{ mm}^3$
- $\alpha$  :  $34.17^\circ$      $l_1$  : 108 mm     $l_2$  : 16.68 mm
- $\mu$  : 摩擦係数(0.3)

# 評価部位P3（シヤラグプレート溶接部）の評価結果

シヤラグプレート溶接部(評価部位P3)

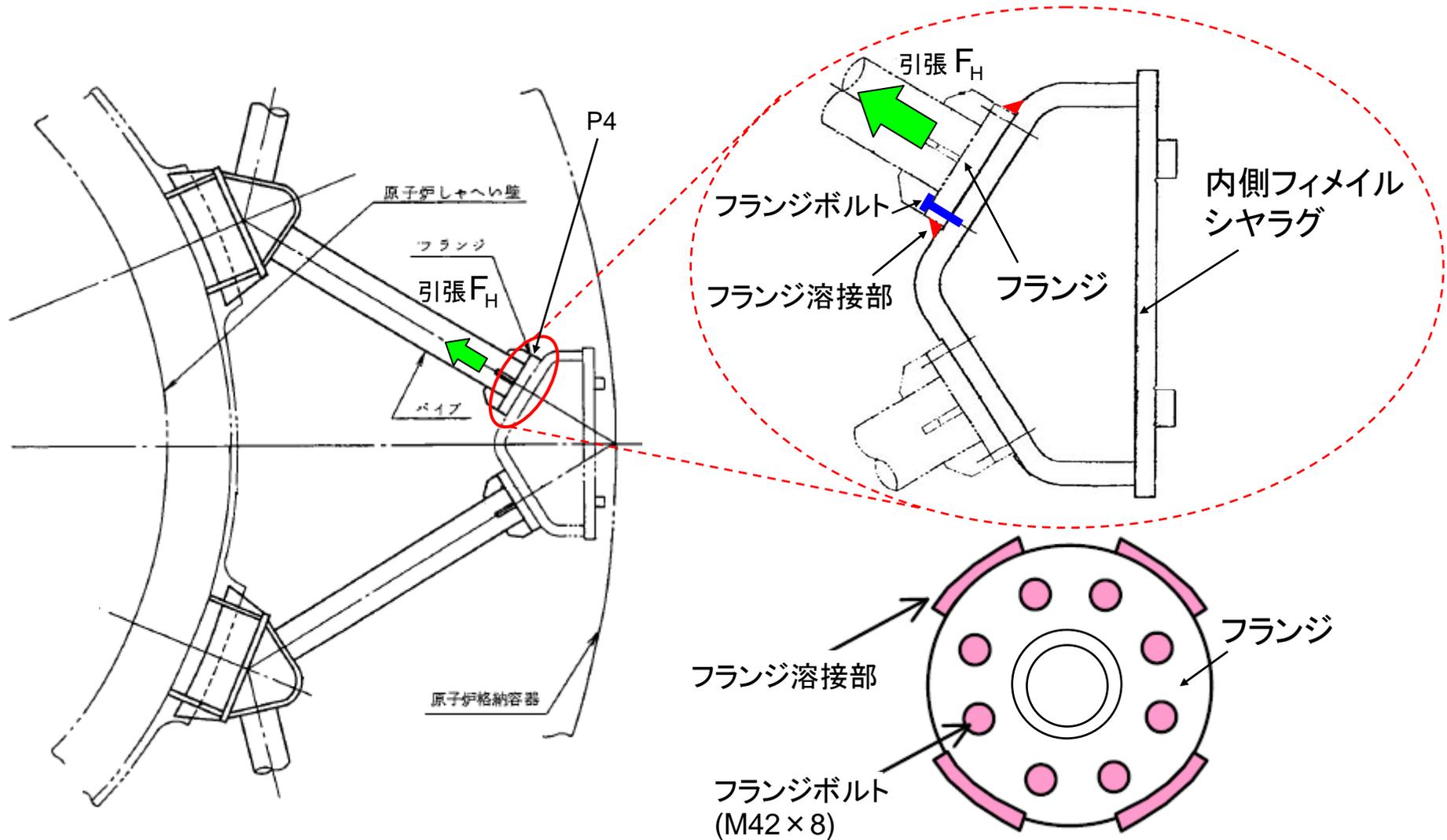
単位[MPa]

	計算値	評価基準値
曲げ	285	306
せん断	14	177
組合せ	286	306



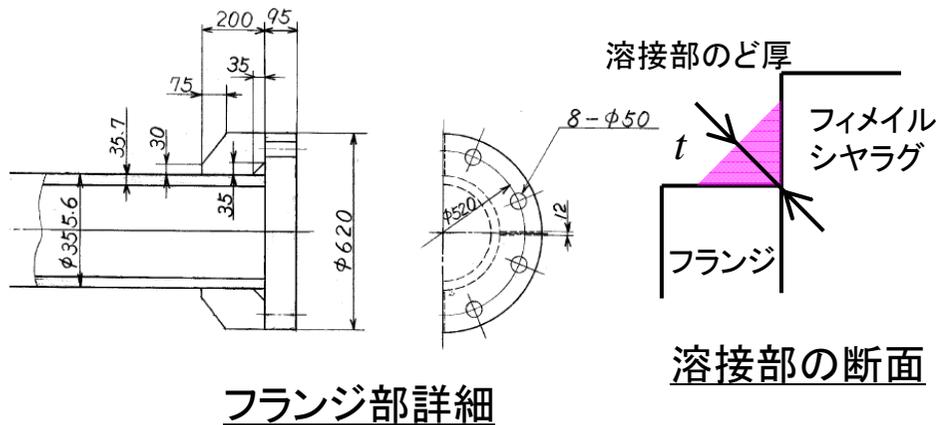
# 評価部位P4（ボルト及びフランジ溶接部）に作用する荷重

評価部位P4に作用する地震荷重は以下のとおり。



パイプ側から見た、フランジボルト、フランジ溶接部

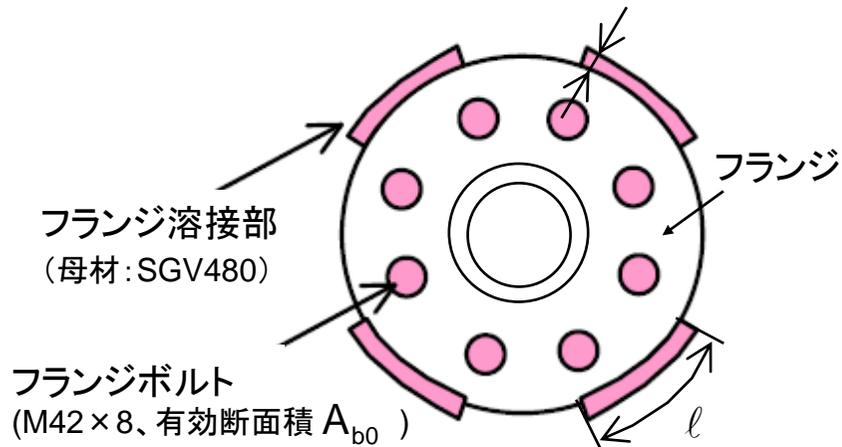
# 評価部位P4（ボルト及びフランジ溶接部）の評価基準値の算定



フランジ部詳細

溶接部の断面

溶接部のど厚(t): 14.14mm



溶接部長さ(l): 200mm

パイプ側から見た、フランジボルト、フランジ溶接部

スタビライザ1本あたりの地震荷重

$$F_H = 5.48 \times 10^6 \text{ N}$$

溶接部の断面積

$$A_W = n \cdot l \cdot t = 4 \times 200 \times 14.14 = 1.13 \times 10^4 \text{ mm}^2$$

ボルトの断面積

$$A_b = n_b \cdot A_{b0} = 8 \times 1.12 \times 10^3 = 8.96 \times 10^3 \text{ mm}^2$$

フランジ溶接部の評価基準値(荷重)

溶接部とボルトで負担できる荷重は以下のとおり計算する。

$$\begin{aligned} F &= A_W \cdot S_W + A_b \cdot S_b \\ &= 1.13 \times 10^4 \times 177 + 8.96 \times 10^3 \times 666 \\ &= 7.96 \times 10^6 \text{ N} \end{aligned}$$

ここに、

$n$ : 溶接箇所数=4箇所

$n_b$ : ボルトの本数=8本

$S_W$ : 溶接部(母材)のせん断応力に対する評価基準値=177MPa

$S_b$ : ボルトの引張応力に対する評価基準値=666MPa

# 評価部位P4（ボルト及びフランジ溶接部）の評価結果

耐震強化工事前

単位[N]

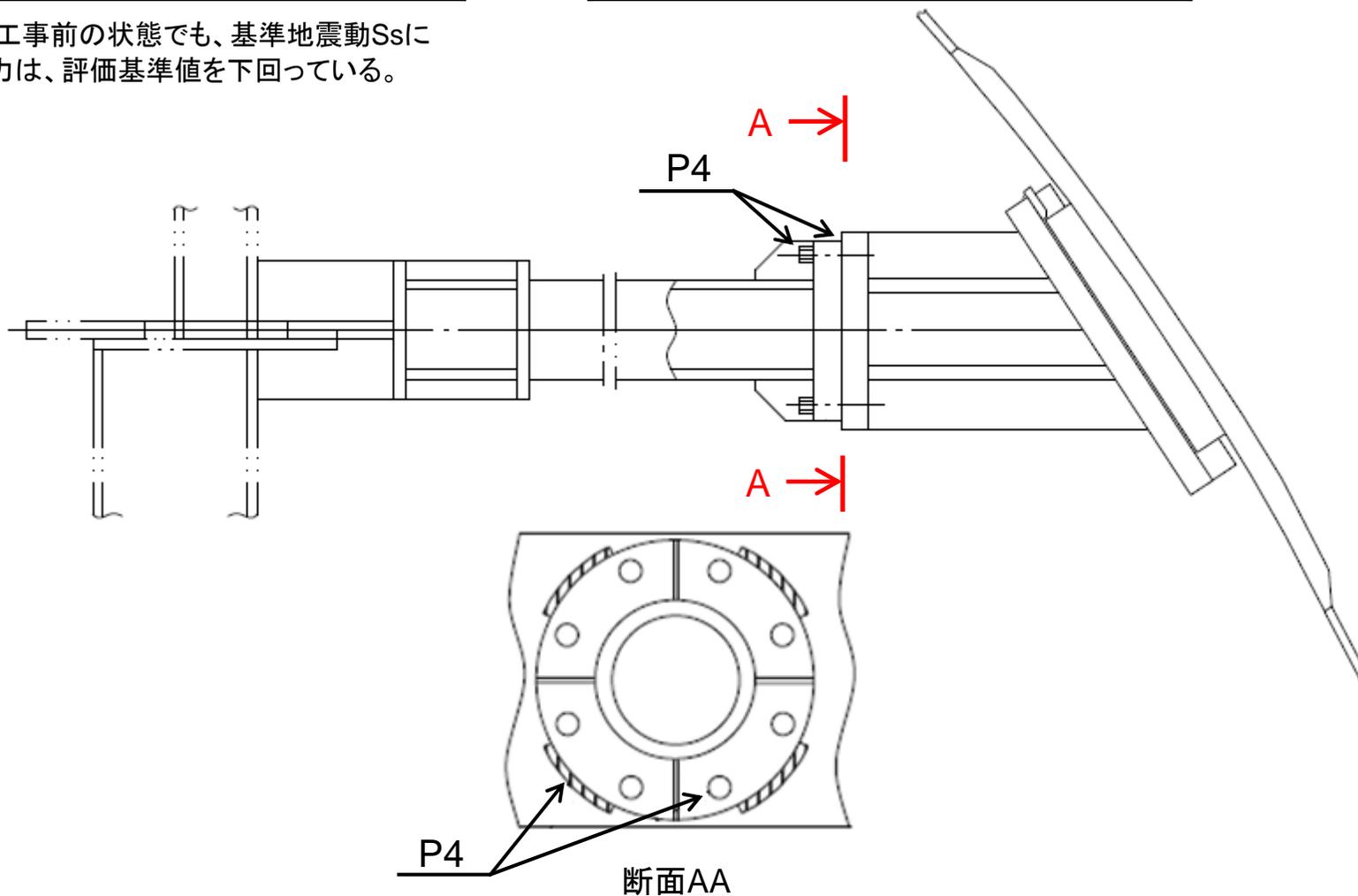
	計算値	評価基準値
引張力	$5.48 \times 10^6$	$5.96 \times 10^6$

耐震強化工事後

単位[N]

	計算値	評価基準値
引張力	$5.48 \times 10^6$	$7.96 \times 10^6$

耐震強化工事前の状態でも、基準地震動Ssによる引張力は、評価基準値を下回っている。



## まとめ

---

- 原子炉格納容器スタビライザについては、下記の耐震強化工事を行った。
  - 耐震強化その1  
ストッパを追設して、原子炉格納容器との取り合い部の境界条件を変更し、鉛直方向地震荷重を緩和した。
  - 耐震強化その2  
ボルト締結のフランジ部に溶接を追加し、引張耐力を増強した。
- 耐震強化工事を実施した結果、基準地震動 $S_s$ に対して、当該設備の構造強度が維持されることを確認した。