

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

平成 22 年 7 月 23 日
東京電力株式会社

1. これまでの審議の経緯

平成 22 年 6 月 8 日に実施された、柏崎刈羽原子力発電所 5 号機に対する立入検査及び現地調査の結果、原子炉格納容器スタビライザ及び原子炉補機冷却水系熱交換器の耐震強化設計の妥当性について、構造 WG にて説明するよう原子力安全・保安院殿より指摘を受けた。

これを受けて、第 52 回構造 WG（平成 22 年 6 月 23 日）にて当社より回答を実施したところ、特に原子炉格納容器スタビライザに係る耐震強化設計の妥当性について追加で質問を受けた。

そのため、本日は、第 52 回 WG における質問に対する回答をおこなうとともに、原子力安全・保安院殿より個別に受けた追加の質問に対する回答についても合わせておこなう。

2. ご質問に対する回答について

- ① ストップ部について、曲げを考慮した評価を示すこと。
- ② 溶接部について隅肉溶接で良いのか。
- ③ フランジ部の評価に対して、ボルトと溶接部で荷重を負担する考え方は妥当なのか。
- ④ フランジ部の評価に対して、ボルトと溶接部の面積を等価に足し合わせた評価でよいのか。
- ⑤ PCV スタビライザに鉛直方向のストップを取り付けたことから、水平方向だけではなく、鉛直方向の大型機器解析モデルにおいてもバネで接続すべきではないのか。
- ⑥ フランジ部について、引張・圧縮、せん断、曲げの組合せ応力の評価を示すこと。
- ⑦ ストップの上下方向の衝突による影響を示すこと。
- ⑧ フランジ部のボルトについて、十分締め付けられていることを示すこと。

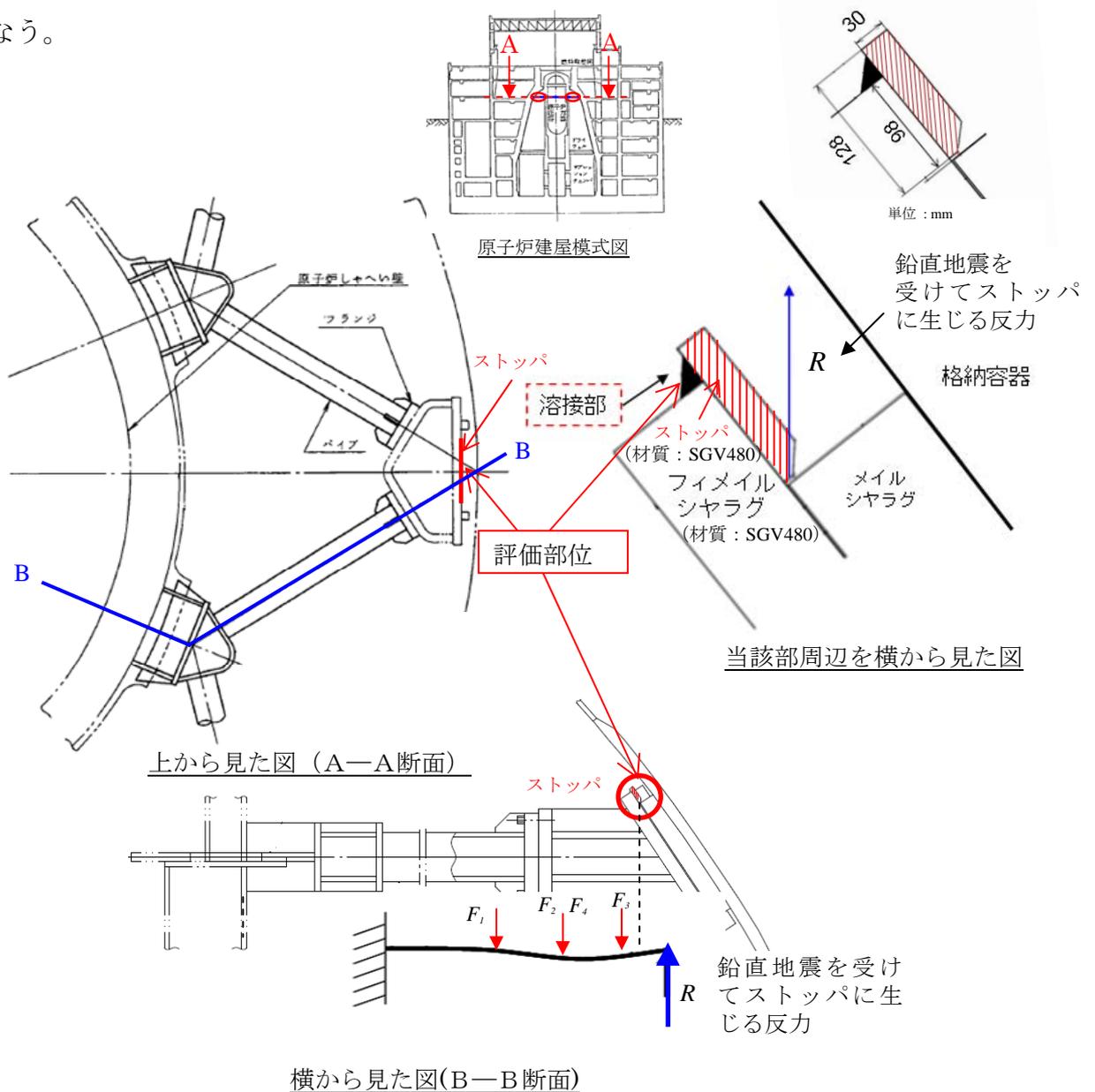
上記のうち、①～⑤は、第 52 回 WG におけるご質問を、⑥～⑧は、原子力安全・保安院殿より個別に受けた追加の質問を示す。

① ストップ部について、曲げを考慮した評価を示すこと。

(平成 22 年 6 月 23 日 構造 WG (第 52 回))

1. 評価部位

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。）が上下方向に振動することにより、ストップ（図①-1）はシヤラグから上向きの反力を受ける。ここでは、上向きの反力に対するストップの曲げを考慮した評価をおこなう。



図①-1 評価部位

2. ストッパ（溶接部）の評価

(1) ストッパが受ける反力

PCV スタビライザに鉛直方向の地震荷重が作用すると、ストッパがシヤラグに接触することにより、ストッパはシヤラグから上向きの反力を受ける。PCV スタビライザは一端を原子炉遮へい壁に固定されており、他端はストッパによりシヤラグに接触することから、ここでは、PCV スタビライザ（1本）を「一端固定、一端支持のはり」とみなして（図①-2）、地震時にストッパに加わる反力（ R ）は以下の式で求められる。

$$R = 2 \times (R_1 + R_2 + R_3 + R_4) \times (1 + C_V) \quad (\text{PCV スタビライザ 2 本分})$$

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

ここで、

$R_1 \sim R_4$: $F_1 \sim F_4$ に対する支点反力

C_V : 鉛直震度（原子炉格納容器側:1.33）

F_1 : パイプ 1 本及びガセットプレートの半分の死荷重（ $=1.86 \times 10^4 \text{ [N]}$ ）

F_2 : モノレール死荷重(補足参照)（ $=8.83 \times 10^3 \text{ [N]}$ ）

F_3 : シヤラグの半分の死荷重（ $=2.45 \times 10^4 \text{ [N]}$ ）

F_4 : 吊り荷重（主蒸気逃がし安全弁（以下、「SRV」という）の半分の死荷重）（ $=8.34 \times 10^3 \text{ [N]}$ ）

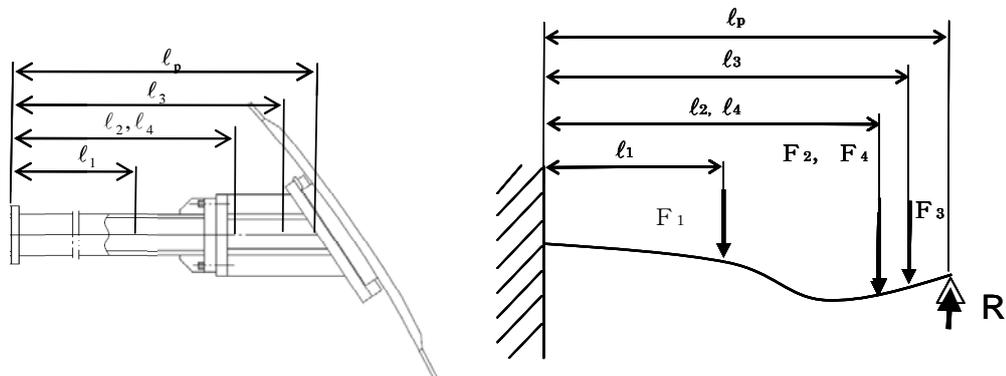
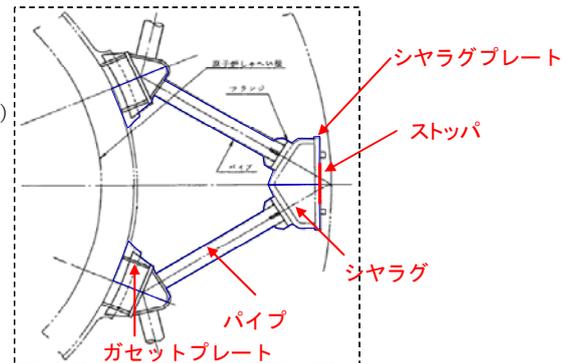
l_1 : 固定端からパイプ重心位置までの距離（ $=1561.9 \text{ [mm]}$ ）

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

l_3 : 固定端からシヤラグ重心位置までの距離（ $=3264.3 \text{ [mm]}$ ）

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

l_p : パイプ根元からシヤラグプレート接合位置までの距離（ $=3473.5 \text{ [mm]}$ ）



図①-2 評価モデル

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

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

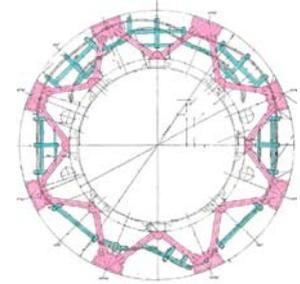
$$R_2 = \frac{F_2 l_2^2 (3l_p - l_2)}{2l_p^3} = \frac{8.83 \times 10^3 \times 3257.4^2 \times (3 \times 3473.5 - 3257.4)}{2 \times 3473.5^3} = 8.01 \times 10^3 [\text{N}]$$

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

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

<補足>

5号機のPCVスタビライザには、SRV取り外し作業用のチェーンブロックが走行するレール（モノレール）のサポートが取り付けられている。



赤：PCVスタビライザ
青：モノレールのサポート

(2) 溶接部の形状

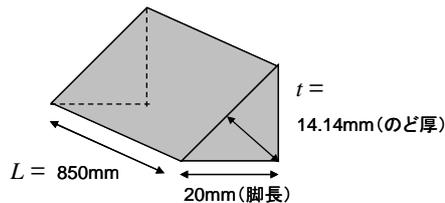
ストッパの溶接部は、脚長 20mm、長さ 850mm の隅肉溶接である。溶接部の断面積および断面係数は、溶接部ののど厚を用いて以下の通り求められる。

○溶接部の断面積(A_w)

$$A_w = t \cdot L$$

$$= 14.14 \times 850$$

$$= 1.20 \times 10^4 [\text{mm}^2]$$



t ：溶接部ののど厚

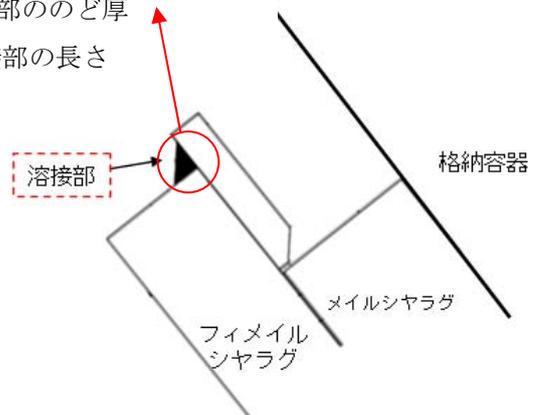
L ：溶接部の長さ

○溶接部の断面係数(Z_w)

$$Z_w = L \cdot t^2 / 6$$

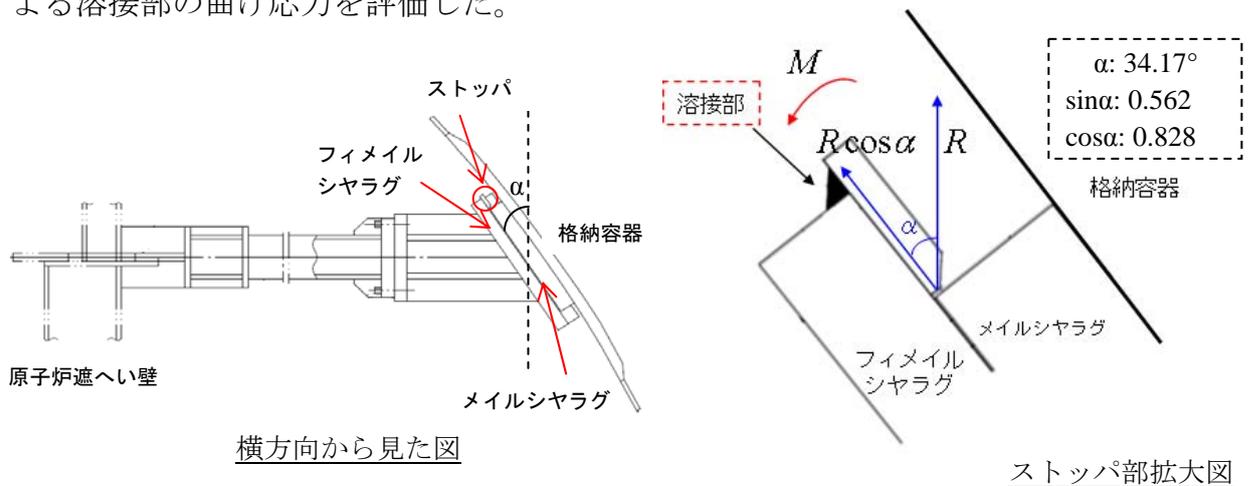
$$= 850 \times 14.14^2 / 6$$

$$= 2.83 \times 10^4 [\text{mm}^3]$$



(3) ストッパ溶接部の評価

ストッパ溶接部に作用する力の模式図を図①-3に示す。シヤラグプレートは、角度 α を持って傾いていることから、地震時に溶接部に加わる反力(R)によって、溶接部には曲げモーメント(M)が発生する。ここでは、上向き反力(R)の垂直成分($R \cos \alpha$)による溶接部のせん断応力と、曲げモーメント(M)による溶接部の曲げ応力を評価した。



図①-3 溶接部に作用する力の模式図

○せん断応力 (τ) の評価

地震時に溶接部に加わる反力(R)の垂直成分($R \cos \alpha$)によって溶接部に発生するせん断応力は、以下の式で求められる。

$$\begin{aligned} \tau &= R \cos \alpha / A_w \\ &= 1.99 \times 10^5 \times \cos(34.17^\circ) / 1.20 \times 10^4 \\ &= 14 \text{ [MPa]} < \text{評価基準値 } 177 \text{ [MPa]} \end{aligned}$$

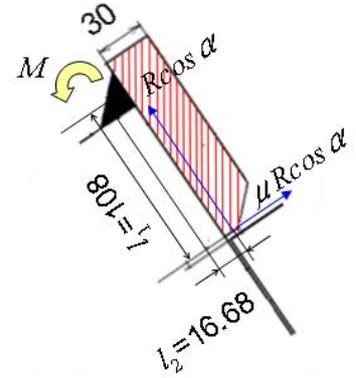
α : シヤラグプレートの角度 (34.17°)

○曲げ応力 (σ) の評価

曲げモーメント M による、溶接部の曲げ応力を評価する。

曲げモーメント M は、上向き反力 (R) の垂直成分 ($R \cos \alpha$) とストップとシヤラグ間の摩擦係数を用いて、以下の式で求められる。

$$\begin{aligned}
 M &= \mu R \cos \alpha \times l_1 + R \cos \alpha \times l_2 \\
 &= 0.3 \times 1.99 \times 10^5 \times \cos(34.17^\circ) \times 108 \\
 &\quad + 1.99 \times 10^5 \times \cos(34.17^\circ) \times 16.68 \\
 &= 8.08 \times 10^6 \text{ [N} \cdot \text{mm]} \\
 l_1 &: \text{モーメントアーム (108[mm])} \\
 l_2 &: \text{モーメントアーム (16.68[mm])} \\
 \mu &: \text{エポキシ系塗装の摩擦係数 (0.3)}
 \end{aligned}$$



単位：mm

よって、曲げモーメント M により溶接部に発生する曲げ応力は以下の通り。

$$\begin{aligned}
 \sigma &= M / Z_w \\
 &= 8.08 \times 10^6 / 2.83 \times 10^4 \\
 &= 285 \text{ [MPa]} < \text{評価基準値 } 306 \text{ [MPa]}
 \end{aligned}$$

○組合せ応力（せん断応力+曲げ応力）の評価

せん断応力と曲げ応力による組合せ応力は以下の式で求められる。

$$\sigma_t = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} = \sqrt{285^2 + 3 \times 14^2} = 286 \text{ [MPa]} < \text{評価基準値 } 306 \text{ [MPa]}$$

<参考>

溶接部の評価基準値

- せん断応力： $f_s = 1.5 \times \frac{F}{1.5\sqrt{3}}$
- 曲げ応力： $f_b = 1.5 \times \frac{F}{1.5}$
- 組合せ応力： $f_t = 1.5 \times \frac{F}{1.5}$

$$F = \min(1.2S_y, 0.7S_u) = 306$$

材質（母材）：SGV480

温度：57℃

S_y ：設計降伏点（=255.7MPa(@57℃)）

S_u ：設計引張強さ（=464.9MPa(@57℃)）

② 溶接部について隅肉溶接で良いのか。

(平成 22 年 6 月 23 日 構造 WG (第 52 回))

1. 隅肉溶接について

当該の溶接部については、非耐圧部同士の溶接部であるため溶接規格^{※1}の対象ではなく、継手形状の要求はない。

また、隅肉溶接は、規格においてクラスMC容器的耐圧部に非耐圧部材を取り付ける継手の溶接部として認められているものであり、本溶接部において隅肉溶接を採用することに問題はなく、実機においても格納容器貫通部やその他の設備でも、多数使用されている溶接継手である。

なお、隅肉溶接は、溶接部の角度が大きいため適切な溶接施工により溶接ルート部の溶材の十分な溶け込みが期待できる継手形状である。

2. 溶接施工について

- ・ 当該部の溶接方法としては、マグ溶接^{※2}を用いている。本溶接法は、高電流密度、大電流条件で溶着速度が高く、十分に溶材の溶け込みが期待できる溶接法であり、当該部の溶接法として適切な方法を採用している。
- ・ 当該溶接に用いた溶接施工法は、溶接規格に適合していることの確認をうけた溶接施工法に準拠した施工法を適用している。
- ・ 溶接士についても、「半自動溶接技術検定における試験方法及び判定基準 (JIS Z 3841)」に合格し、認定された者が実施している。

従って、当該溶接部は、溶接規格に基づく溶接と同等の適切な溶接施工がなされ、十分な強度を有する溶接部となっている。

3. 溶接部の非破壊試験について

溶接規格において、クラスMC 容器の「ラグ、ブラケット、強め材、控え、強め輪等であって、重要なものを取り付ける溶接部」は、磁粉探傷試験または浸透探傷試験が要求されている。

当該溶接部は、溶接規格対象ではないものの、本規定に準拠し浸透探傷試験を実施することで溶接部の健全性の確認を行っている。

※ 1 発電用原子力設備規格溶接規格（2007年版）JSME S NB1-2007

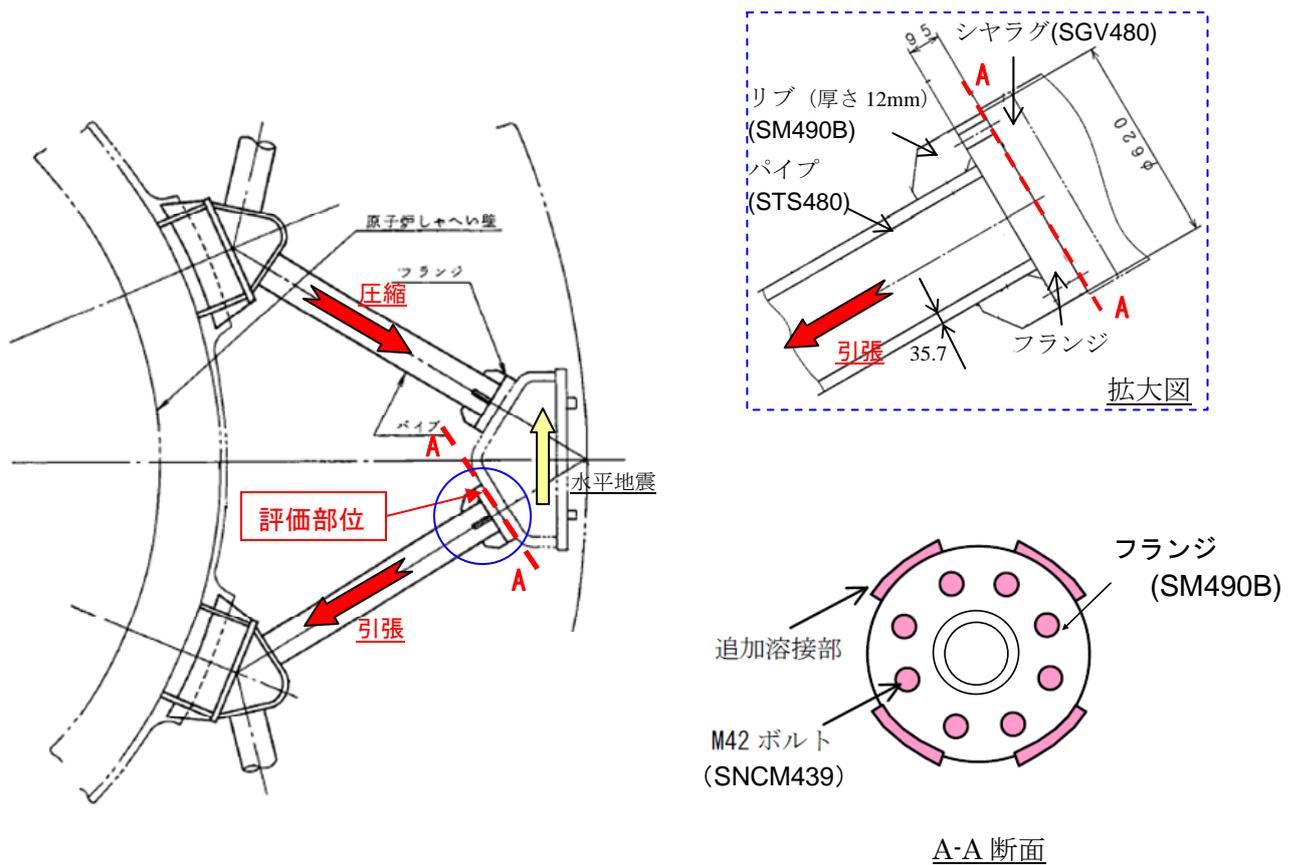
※ 2 活性ガス（炭酸ガス等）または活性ガスと不活性ガスの混合ガスをシールドガスとして使用する溶接方法をいう。

③ フランジ部の評価に対して、ボルトと溶接部で荷重を負担する考え方は妥当なのか。

(平成 22 年 6 月 23 日 構造 WG (第 52 回))

1. 評価部位

水平地震により、PCV スタビライザ（パイプ）に引張（又は圧縮）荷重が生じる。耐震安全性評価では、この引張荷重に対する、フランジ部（ボルトと溶接部）の評価を実施している（図③-1）。



図③-1 フランジ部評価部位

2. PCV スタビライザフランジボルトと溶接部の応力分担について

PCV スタビライザのフランジボルトについては、「許容引張応力 (S 値)」をもとに初期締付力※を設定し、すべてのボルトが締め付けられている。

一方、PCV スタビライザパイプより、ボルトに引張荷重が作用し、フランジを介して溶接部へと荷重が伝わるが、フランジにはリブが均等に取り付いており、均等に荷重が伝達する。またフランジは厚さ (95mm) が十分あり、剛性が十分高い (図③-1)。

そのため、すべてのボルトが締め付けられていること及びフランジの剛性が十分に高いことから、フランジを介した溶接部への荷重の伝達は十分に期待でき、ボルトおよび溶接部でスタビライザに生じる荷重を負担させることは妥当と考えられる。

※ 初期締付力は下記式によって算出される。

$$\begin{aligned} Q &= \sigma_{\theta} \cdot \frac{\pi \cdot d^2}{4} \\ &= 216 \times \frac{\pi \cdot 37.129^2}{4} \\ &= 233.9 \text{ [kN]} \end{aligned}$$

ここで、

σ_{θ} : 締付応力 (=S 値 (216[MPa]))

d : ボルトの谷径 (=37.129[mm])

○フランジボルトの S 値 : 216[MPa]

「設計・建設規格 付録材料図表 Part5 表 4」に示される値で、ここでは、室温での最小引張強さの 0.2 倍の値と室温での最小降伏点の 0.25 倍の値のうち最小のものを 1.1 倍したものを。

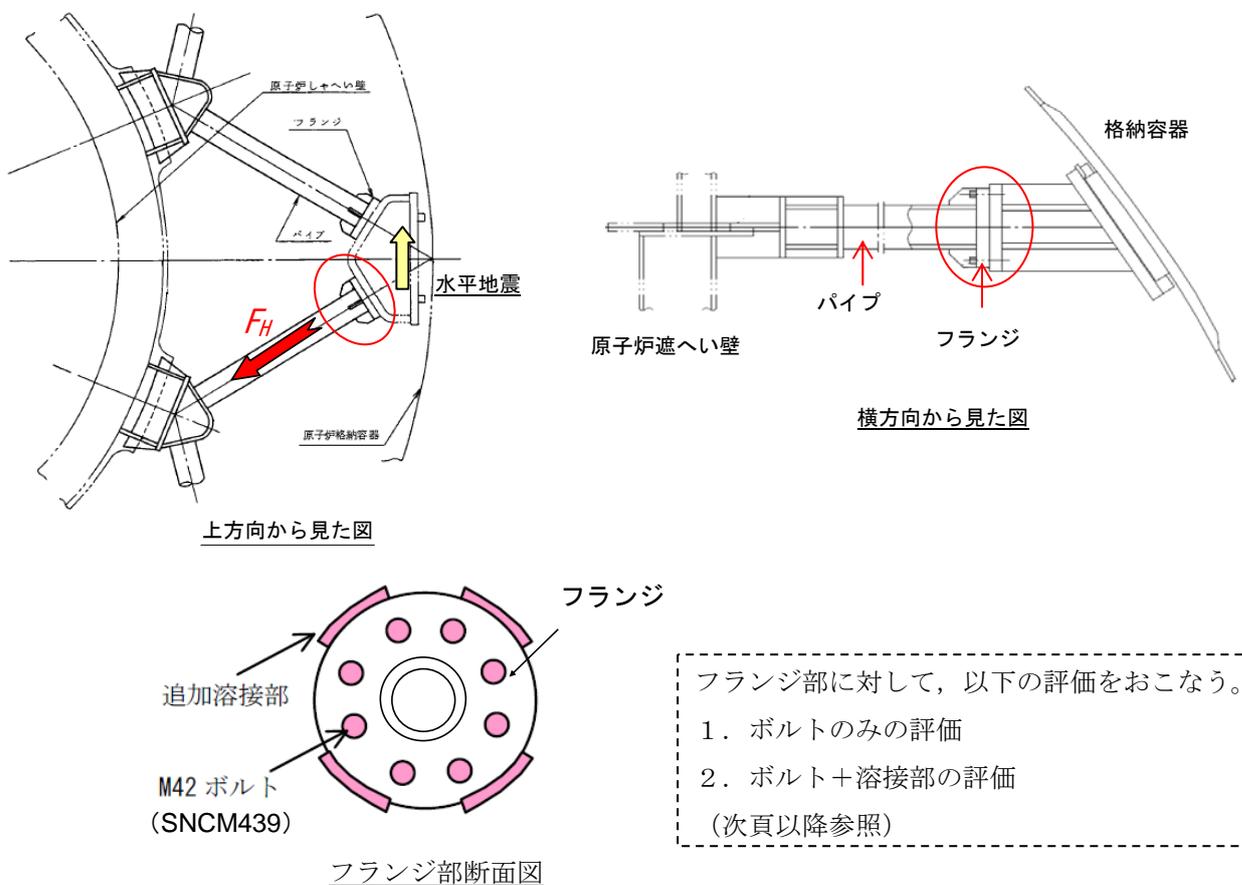
- ・材質 (ボルト) : SNCM439
- ・室温での最小引張強さ (=980MPa)
- ・室温での最小降伏点 (=885MPa)

④ フランジ部の評価に対して、ボルトと溶接部の面積を等価に足し合わせた評価でよいのか。

(平成 22 年 6 月 23 日 構造 WG (第 52 回))

フランジ部については、基準地震動 S_s により生じるスタビライザ (パイプ) の引張荷重に対して、ボルトのみで耐力を有する評価となっている。耐震強化工事では、フランジ部の裕度向上のために追加で溶接をおこない、ボルトと溶接部でパイプの引張荷重を負担する設計としている。

従前はボルトと溶接部の面積の足し合わせによる応力評価を示したが、ここでは、引張耐力による評価として「ボルトのみで荷重を負担させる評価」と、「ボルトと溶接部の両方で荷重を負担させる評価」の 2 ケースについて示す。



図④-1 フランジ部の概要図

1. ボルトのみで荷重を負担させる評価

スタビライザ（パイプ）の引張荷重と、ボルト（計 8 本）の評価上の引張耐力との比較評価をおこなう。

○スタビライザ 1 本あたりの地震荷重（ F_H ）

スタビライザ 1 本あたりの地震荷重は、大型連成解析から算出される地震荷重から求める（添付参照）。

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

○ボルトの断面積（ A_b ）（8 本合計）

ここでは、鋼構造設計規準に準じて、ボルトの有効断面積を用いた場合の評価をおこなう。

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

ここで、

n_b : ボルトの本数 (=8 本)

A_{bo} : ボルト 1 本あたりの有効断面積 (= 1.12×10^3 [mm²])

○ボルトの引張耐力（ F_b ）

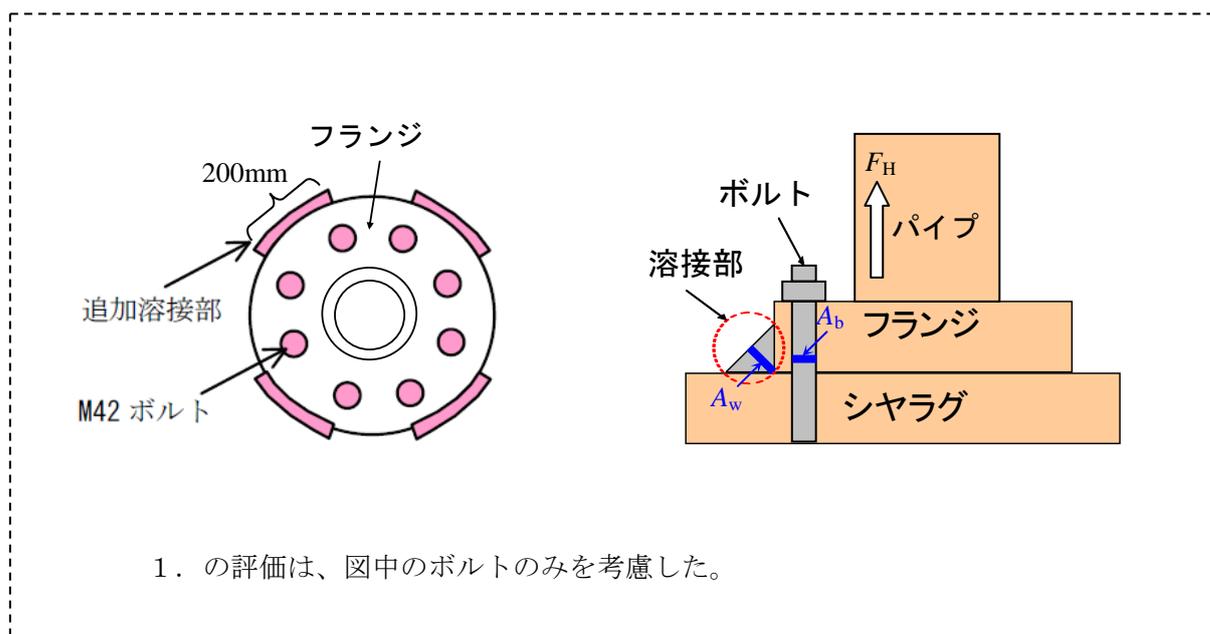
ボルトの断面積にボルトの評価基準値を乗じて、ボルトの引張耐力を求める。

$$F_b = A_b \cdot S_b = 8.96 \times 10^3 \times 666 = 5.96 \times 10^6 \text{ [N]}$$

ここで、

S_b : ボルトの評価基準値（引張）（有効断面積を用いた場合）(=666 [MPa])

以上より、 $F_H (=5.48 \times 10^6) < F_b (=5.96 \times 10^6)$ となり、スタビライザに生じる荷重はボルトで負担できる荷重以下であることから、基準地震動 S_s に対する耐震安全性が確認された。



図④-2 フランジ部の概要図

2. ボルトと溶接部の両方で荷重を負担させる評価

スタビライザ（パイプ）の引張荷重と、ボルト（計 8 本）と溶接部（計 4 箇所）を合わせた評価上の引張耐力との比較評価をおこなう。

○スタビライザ 1 本あたりの地震荷重（ F_H ）

スタビライザ 1 本あたりの地震荷重は、大型連成解析から算出される地震荷重から求める（1. と同様）。

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

○ボルトの断面積（ A_b ）（8 本合計）

ここでは、鋼構造設計規準に準じて、ボルトの有効断面積を用いた場合の評価をおこなう。（1. と同様）

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

ここで、

n_b : ボルトの本数 (=8 本)

A_{bo} : ボルト 1 本あたりの有効断面積 (= 1.12×10^3 [mm²])

○溶接部の断面積（ A_w ）（4 箇所合計）

溶接部ののど厚を用いた場合の、溶接部の断面積を算出する。

$$A_w = n \cdot \ell \cdot t = 4 \times 200 \times 14.14 = 1.13 \times 10^4 \text{ [mm}^2\text{]}$$

ここで、

n : 溶接箇所数 (=4 箇所)

ℓ : 溶接部の長さ (= 200 [mm])

t : 溶接部ののど厚 (= 14.14 [mm])

○ボルトと溶接部の全体の引張耐力 (F_{b+w})

ボルトと溶接部の断面積に、それぞれボルトと溶接部の評価基準値を乗じて、ボルトと溶接部の両方で負担することができる引張耐力を求める。

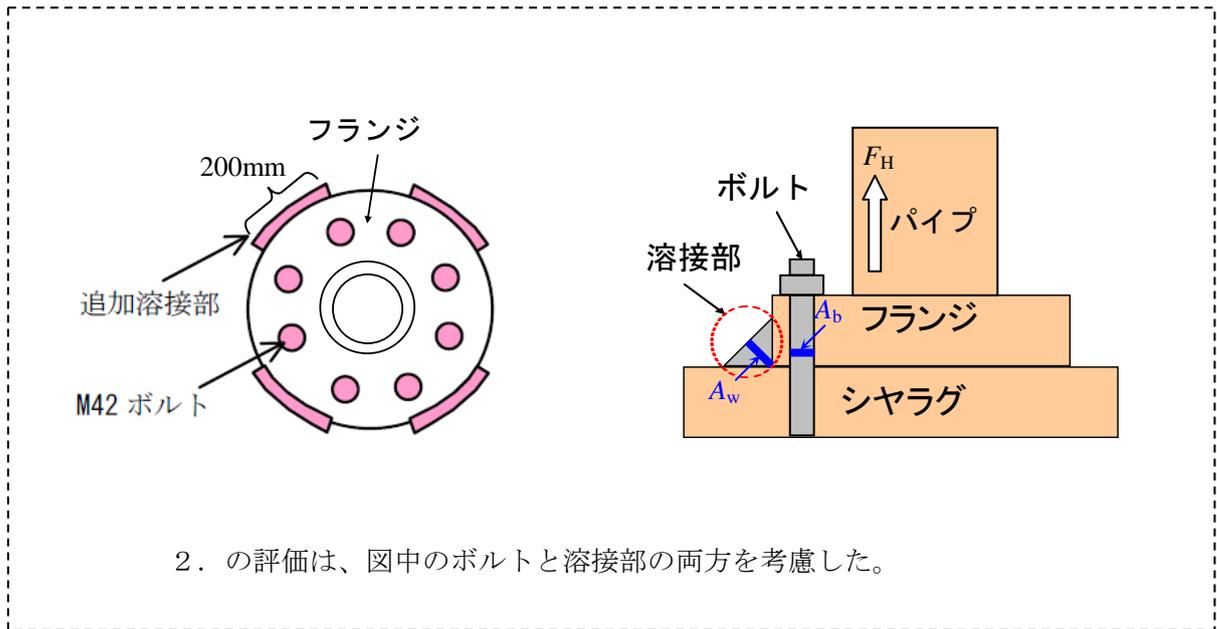
$$\begin{aligned} F_{b+w} &= A_b \cdot S_b + A_w \cdot S_w \\ &= 8.96 \times 10^3 \times 666 + 1.13 \times 10^4 \times 177 \\ &= 7.96 \times 10^6 \text{ [N]} \end{aligned}$$

ここで、

S_b : ボルトの評価基準値 (引張) (有効断面積を用いた場合) (=666[MPa])

S_w : 溶接部の評価基準値 (せん断) (=177[MPa])

以上より、ボルトのみの引張耐力 $F_b (= 5.96 \times 10^6)$ と比べて、ボルトと溶接部の全体の引張耐力 $F_{b+w} (= 7.96 \times 10^6)$ は大きくなっており、基準地震動 S_s に対する裕度向上が確認された。



図④-2' フランジ部の概要図

<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： $f_b = 1.5 \times \frac{F}{1.5}$

$$F = \min(1.2S_y, 0.7S_u) = 666$$

材質：SNCM439

温度：57℃

S_y ：設計降伏点 (=865.5MPa(@57℃))

S_u ：設計引張強さ (=951.8MPa(@57℃))

溶接部の評価基準値

・せん断応力： $f_s = 1.5 \times \frac{F}{1.5\sqrt{3}}$

$$F = \min(1.2S_y, 0.7S_u) = 306$$

材質：SGV480

温度：57℃

S_y ：設計降伏点 (=255.7MPa(@57℃))

S_u ：設計引張強さ (=464.9MPa(@57℃))

<参考：ボルトの呼び径断面積を用いた場合の評価>

ここでは、設計・建設規格*の本文に示されているボルトの呼び径断面積を用いた評価について、評価上の引張耐力による評価をおこなう。

※ 発電用原子力設備規格 設計・建設規格（2005年版） JSME S NC1-2005

○スタビライザ 1 本あたりの地震荷重 (F_H)

スタビライザ 1 本あたりの地震荷重は、大型連成解析から算出される地震荷重から求める（1. と同様）。

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

○ボルトの断面積 (A_b') (8 本合計)

ここでは、設計・建設規格の本文に準じてボルトの呼び径面積を用いる。

$$A_b' = n_b \cdot A_{bo}' = 8 \times 1.39 \times 10^3 = 1.11 \times 10^4 \text{ [mm}^2\text{]}$$

ここで、

n_b : ボルトの本数 (=8 本)

A_{bo}' : ボルト 1 本あたりの呼び径断面積 (= 1.39×10^3 [mm²])

○溶接部の断面積 (A_w) (4 箇所合計)

溶接部ののど厚を用いた場合の、溶接部の断面積を算出する。(2. と同様)

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

ここで、

n : 溶接箇所数 (=4 箇所)

l : 溶接部の長さ (= 200[mm])

t : 溶接部ののど厚 (= 14.14[mm])

○ボルトと溶接部の全体の引張耐力 (F_{b+w})

ボルトと溶接部の断面積にそれぞれボルトと溶接部の評価基準値を乗じて、ボルトと溶接部全体で負担することができる引張耐力を求める。

$$\begin{aligned} F_{b+w} &= A_b \cdot S_b + A_w \cdot S_w \\ &= 1.11 \times 10^4 \times 499 + 1.13 \times 10^4 \times 177 \\ &= 7.53 \times 10^6 \text{ [N]} \end{aligned}$$

ここで、

S_b : ボルトの評価基準値 (引張) (呼び径断面積を用いた場合) (=499[MPa])

S_w : 溶接部の評価基準値 (せん断) (=177[MPa])

上記より、 $F_H (= 5.48 \times 10^6) < F_{b+w} (= 7.53 \times 10^6)$ となることから、スタビライザに生じる荷重はボルトと溶接部で負担できる荷重以下である。

また、ボルトの有効断面積を用いた場合の引張耐力 $F_{b+w} (= 7.96 \times 10^6)$ は、ボルトの呼び径断面積を用いた場合の引張耐力 $F_{b+w} (= 7.53 \times 10^6)$ より大きくなることから、ボルトの呼び径断面積を用いた場合の評価が安全側であることがわかる。

<参考>

ボルトの評価基準値

(呼び径断面積を用いた場合)

・引張応力： $f_b = 1.5 \times \frac{F}{2}$

$$F = \min(1.2S_y, 0.7S_u) = 666$$

材質：SNCM439

温度：57°C

S_y ：設計降伏点 (=865.5MPa(@57°C))

S_u ：設計引張強さ (=951.8MPa(@57°C))

溶接部の評価基準値

・せん断応力： $f_b = 1.5 \times \frac{F}{1.5\sqrt{3}}$

$$F = \min(1.2S_y, 0.7S_u) = 306$$

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))

<解説：ボルトの断面積と評価基準値との関係>

鋼構造設計規準では、ボルトの評価基準値はねじ部有効断面について算出するとしているのに対して、設計・建設規格では、ボルトの呼び径断面を用いている。これは、ボルト径が同一でもネジの仕様ごとに算定断面が異なり煩雑となることに配慮しており、但し、断面積を大きく取る代わりとして、安全率を厳しめにとっている。

鋼構造設計規準におけるボルト材の評価基準値(引張)は、 $f_t = \frac{F}{1.5}$ (安全率：1.5) としており、これに対して、設計・建設規格では、 $f_t = \frac{F}{2}$ (安全率：2) としている。

今回のフランジに使用しているボルトについて、呼び径および有効径で評価した場合の比較を表 1 に示す。有効径で評価することにより、ボルトの断面積は呼び径の場合と比較して 0.80 倍と小さくなるが（つまり、応力は $1/0.80=1.25$ 倍となる）、それに対して評価基準値（引張）は 1.33 倍と大きくなることから、ボルトの断面積を有効径で評価すると裕度は大きくなる。

表 1 ボルトの評価手法による比較

	断面積 [mm ²]	評価基準値（引張） [MPa]
①呼び径評価	1.39×10^3	499 ($f_t = \frac{F}{2}$)
②有効径評価	1.12×10^3	666 ($f_t = \frac{F}{1.5}$)
比率 (②/①)	0.80	1.33

評価例)

1.0×10^5 [N] の引張荷重が作用した場合のボルトの引張応力の評価

$$\sigma_{\text{呼び径}} = \frac{1.0 \times 10^5}{1.390 \times 10^3} = 71.9 \text{ [MPa]} \quad \text{裕度: } \alpha_{\text{呼び径}} = \frac{499}{71.9} = 6.94$$

$$\sigma_{\text{有効径}} = \frac{1.0 \times 10^5}{1.120 \times 10^3} = 89.3 \text{ [MPa]} \quad \text{裕度: } \alpha_{\text{有効径}} = \frac{666}{89.3} = 7.45$$

よって、ボルトを有効径で評価することにより裕度が大きくなる。

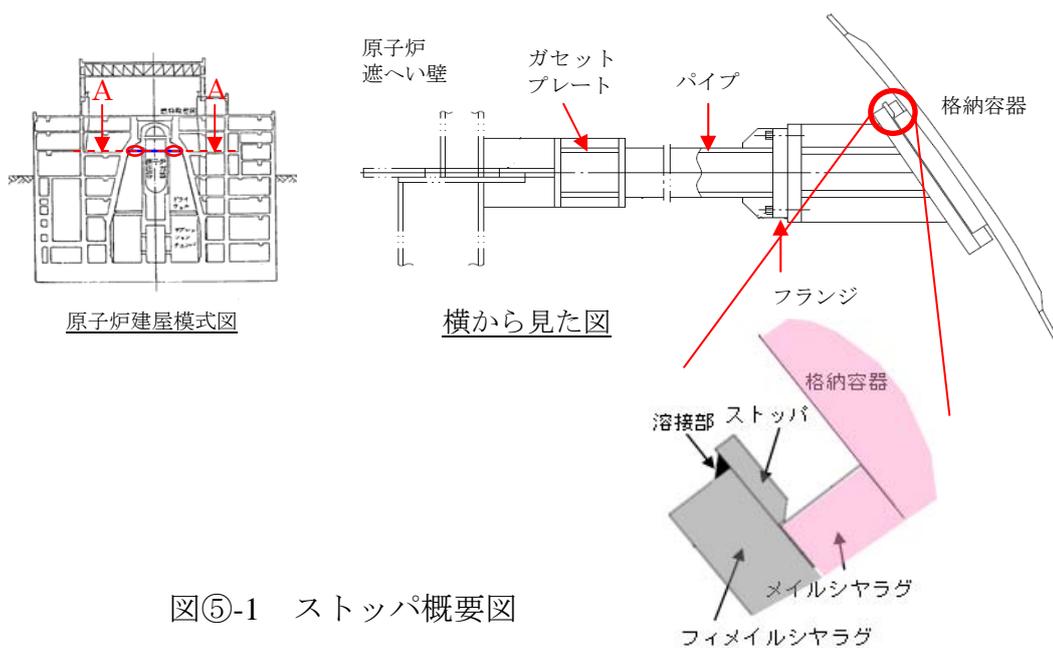
⑤ PCV スタビライザに鉛直方向のストッパを取り付けたことから、水平方向だけではなく、鉛直方向の大型機器連成解析モデルにおいてもバネで接続すべきではないのか。

(平成 22 年 6 月 23 日 構造 WG (第 52 回))

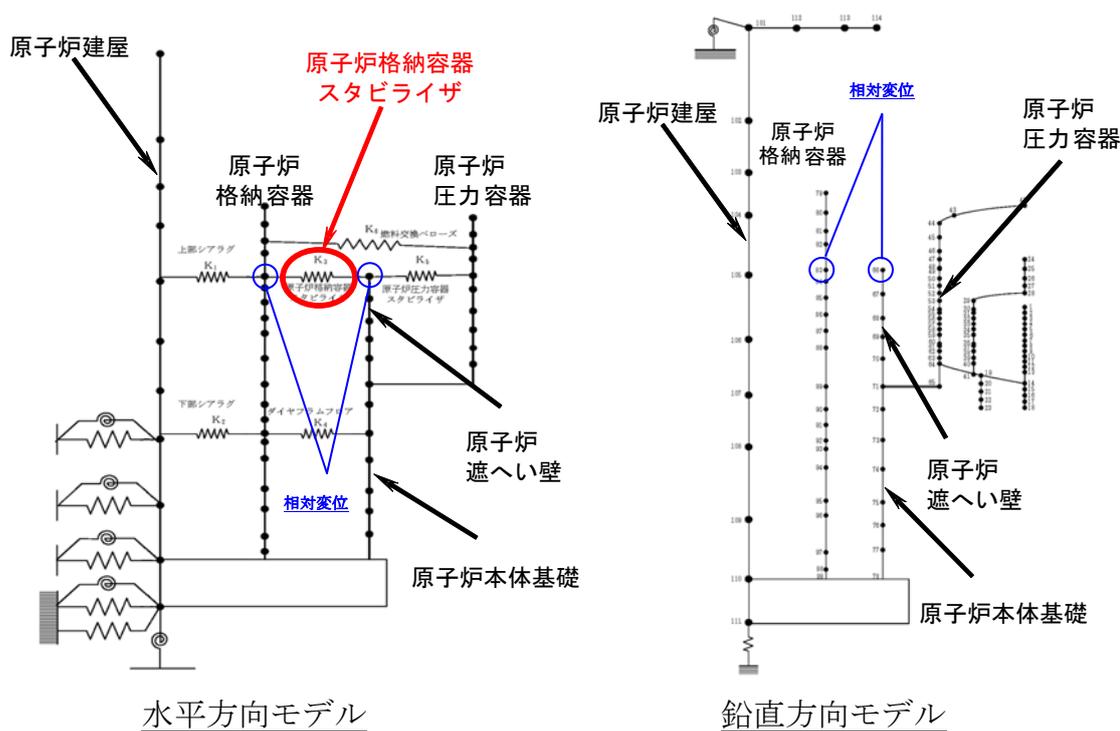
ストッパ (図⑤-1) は、PCV スタビライザの自重及び鉛直地震荷重による下方向へのたわみを支持するものであり、また、

- ・ 上下方向は単純支持で、ストッパとマイルシヤラグが接触するだけであり、固定していない。
- ・ スタビライザ接続位置の原子炉遮へい壁と原子炉格納容器の相対変位は水平方向の相対変位 (約 5.9mm) が支配的で、鉛直方向の相対変位 (約 0.3mm) は小さい。
- ・ PCV スタビライザの鉛直方向の剛性と等価なバネ定数を算出した場合、約 9.2×10^4 kN/m となり (参考参照)、PCV スタビライザ支持点における原子炉格納容器及び原子炉遮へい壁の鉛直方向のバネ定数 (9.386×10^7 kN/m ~ 2.590×10^8 kN/m) (鉛直方向のモデルは軸剛性を有するバネにより結合) に比べて十分に小さい。

以上のことから、PCV スタビライザの鉛直方向の振動が全体系の振動に与える影響は小さいと考えられるため、大型機器連成解析モデルとしては、現行通りのモデル (図⑤-2) で良いと判断している。



図⑤-1 ストッパ概要図

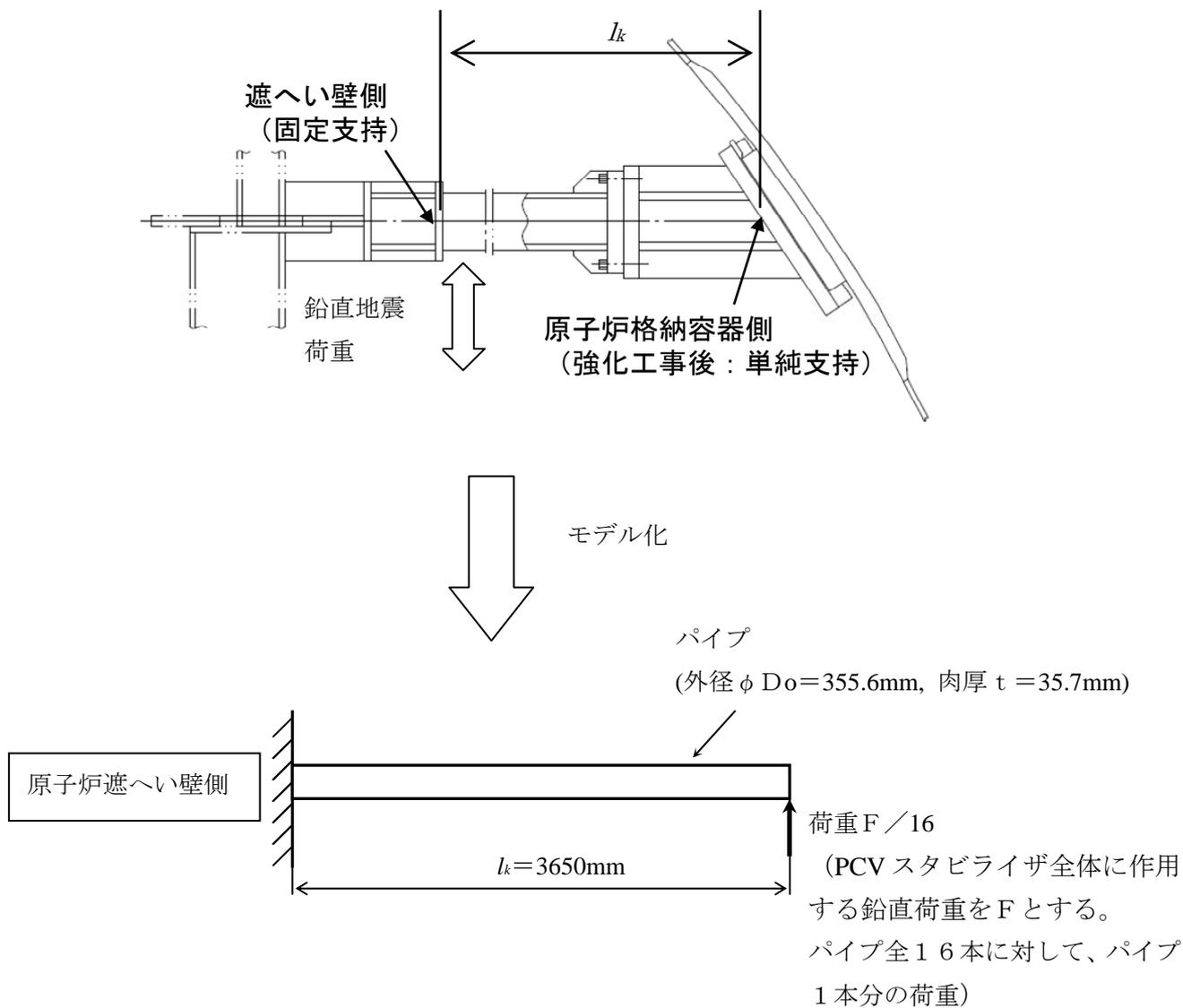


- 水平方向相対変位 (約 5.9mm)
PCV スタビライザが取り付けられている質点間の相対変位を時刻歴解析により算出したもの。
- 鉛直方向相対変位 (約 0.3mm)
原子炉格納容器と原子炉遮へい壁は同位相で振動することから、それぞれの変位の最大値の差分を取ったもの。

図⑤-2 大型機器連成解析モデル

<参考：PCV スタビライザの鉛直方向のバネ定数について>

バネ定数は、鉛直方向地震荷重に対するパイプの曲げ応力計算モデルにより算出する。PCV スタビライザは、原子炉遮へい壁側からシヤラグまで一様断面ではないが、ここでは簡略化のため、一様断面として取り扱う。



図⑤-3 計算モデル

図⑤-3 に示す計算モデルに対し、PCV スタビライザ全体に作用する鉛直荷重をFとした場合、PCV スタビライザの曲げ変形（ δ ）は、

$$\delta = (F \cdot l_k^3) / (n \cdot 3 \cdot E \cdot I)$$

ここで、n：パイプの本数（=16本）

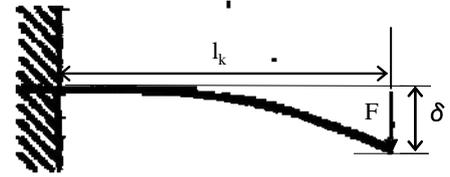
E：縦弾性係数（=201000[MPa] at 57℃）

I：断面二次モーメント

$$= \pi \cdot \{D_o^4 - (D_o - 2 \cdot t)^4\} / 64$$

$$= \pi \cdot \{355.6^4 - (355.6 - 2 \times 35.7)^4\} / 64$$

$$= 4.647 \times 10^8 [\text{mm}^4]$$



であり、バネ定数（K）は下式により求まる。

$$K = F / \delta$$

$$= (n \cdot 3 \cdot E \cdot I) / (l_k^3)$$

$$= (16 \times 3 \times 201000 \times 4.647 \times 10^8) / (3650^3)$$

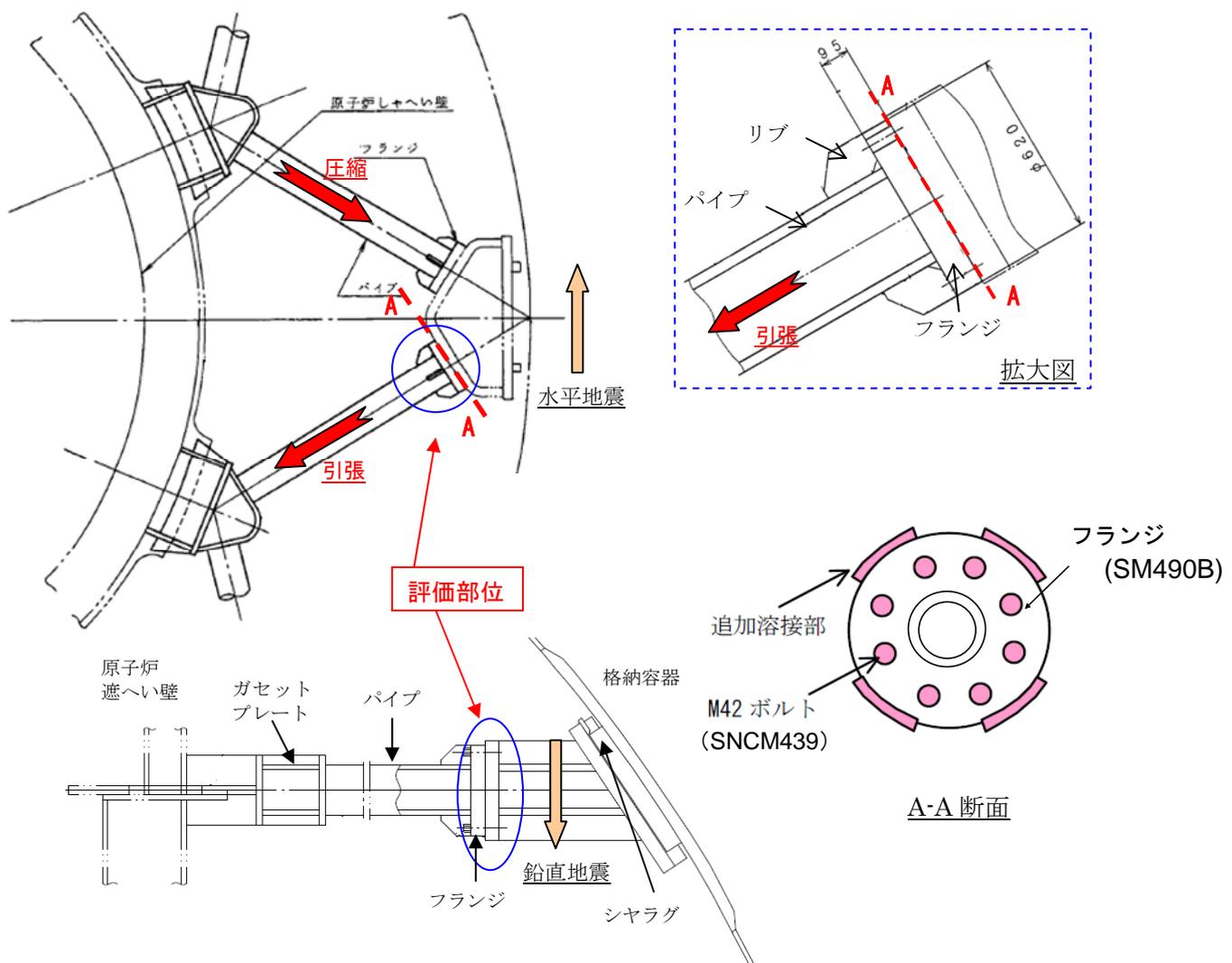
$$= 9.220 \times 10^4 [\text{kN/m}]$$

⑥ フランジ部について、引張・圧縮、せん断、曲げの組合せ応力の評価を示すこと。

(原子力安全・保安院殿ご指摘)

1. 評価部位

フランジ部については、水平地震により生じるスタビライザ（パイプ）の引張荷重に対する評価をおこなっている。ここでは、鉛直地震に対するフランジ部のせん断および曲げを考慮した評価をおこなう。



図⑥-1 フランジ部評価部位

2. せん断の評価

フランジはボルトの初期締付力により締め付けられていることから、フランジ面にせん断方向に荷重を与えると、フランジ面にはボルトの初期締付力により摩擦力が生じる。地震によりフランジ面に作用するせん断方向の荷重がこの摩擦力を上回る場合には、ボルトに対してせん断力が生じることとなる。

○ボルトの初期締付力 (Q)

ボルトの初期締付力は下記式によって算出される。

$$\begin{aligned} Q &= \sigma_{\theta} \cdot \frac{\pi \cdot d^2}{4} \\ &= 216 \times \frac{\pi \cdot 37.129^2}{4} \\ &= 233.9 \text{ [kN]} \end{aligned}$$

ここで、

σ_{θ} : 締付応力 (=S 値 (216[MPa]))

d : ボルトの谷径 (=37.129[mm])

○フランジボルトの S 値 : 216[MPa]

「設計・建設規格 付録材料図表 Part5

表 4」に示される値で、ここでは、室温での最小引張強さの 0.2 倍の値と室温での最小降伏点の 0.25 倍の値のうち最小のものを 1.1 倍したものを。

・材質 (ボルト) : SNCM439

・室温での最小引張強さ (=980MPa)

・室温での最小降伏点 (=885MPa)

○ボルトの初期締付力によってフランジ面に生じる摩擦力 (F_{μ})

初期締付力によってフランジ面に生じる摩擦力は下記式により算出できる。

$$\begin{aligned} F_{\mu} &= \mu \cdot n_b \cdot Q \\ &= 0.52 \times 8 \times 233.9 \\ &= 973 \text{ [kN]} \end{aligned}$$

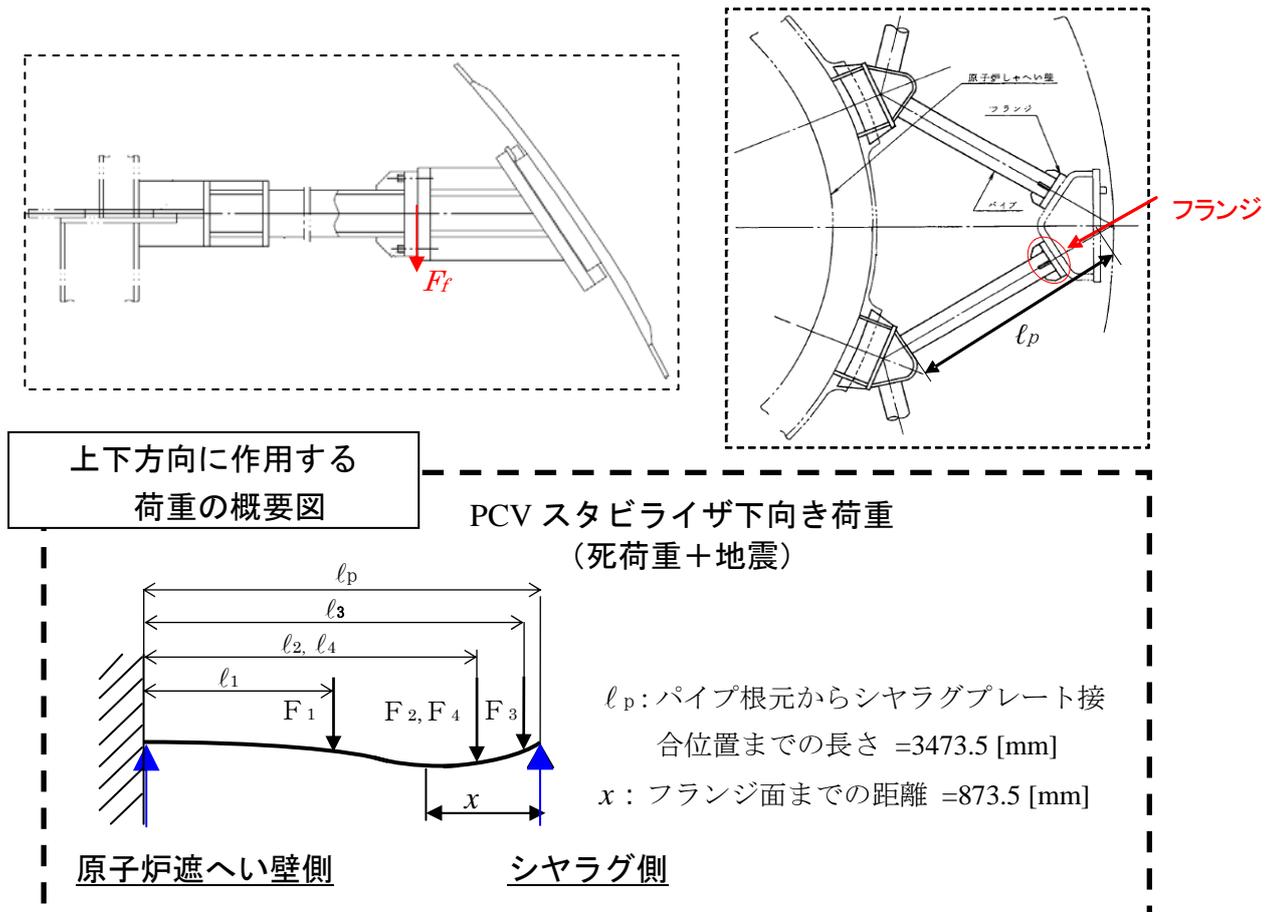
ここで、

μ : 摩擦係数 (0.52 : 機械工学便覧の鉄と鉄の摩擦係数)

n_b : ボルトの本数 (=8 本)

○フランジ面に生じるせん断力 (F_f)

フランジ面に生じるせん断力は、スタビライザを「一端固定、一端支持のはり」とみなして (図⑥-2) 算出した。



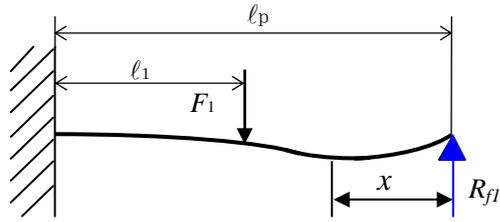
図⑥-2 評価モデル

フランジ面に加わるせん断力は下記式により算出できる。

$$F_f = F_{f1} + F_{f2} + F_{f3} + F_{f4}$$

$$= 2.32 \text{ [kN]}$$

ここで、各荷重によりフランジ面に生じるせん断力 $F_{f1} \sim F_{f4}$ は以下となる。

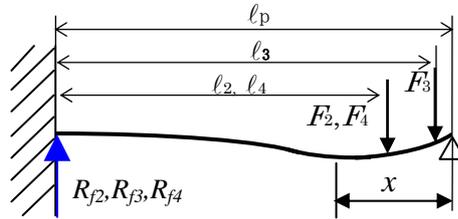


$$F_{f1} = R_{f1} = \frac{(1 + C_V)F_1 \ell_1^2}{2\ell_p^3} (3\ell_p - \ell_1) = 1.12 \times 10^4 [\text{N}]$$

$R_{f1} \sim R_{f4}$: $F_1 \sim F_4$ に対する反力

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

ℓ_1 : 固定端からパイプ重心位置までの距離 = 1561.9 [mm]



$$F_{f2} = R_{f2} = \frac{(1 + C_V)F_2(\ell_p - \ell_2)}{2\ell_p^3} \{3\ell_p^2 - (\ell_p - \ell_2)^2\} = -1.92 \times 10^3 [\text{N}]$$

$$F_{f3} = R_{f3} = \frac{(1 + C_V)F_3(\ell_p - \ell_3)}{2\ell_p^3} \{3\ell_p^2 - (\ell_p - \ell_3)^2\} = -5.15 \times 10^3 [\text{N}]$$

$$F_{f4} = R_{f4} = \frac{(1 + C_V)F_4(\ell_p - \ell_4)}{2\ell_p^3} \{3\ell_p^2 - (\ell_p - \ell_4)^2\} = -1.81 \times 10^3 [\text{N}]$$

F_2 : モノレール死荷重 = 8.83×10^3 [N]

F_3 : シヤラグの半分の死荷重 = 2.45×10^4 [N]

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

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]

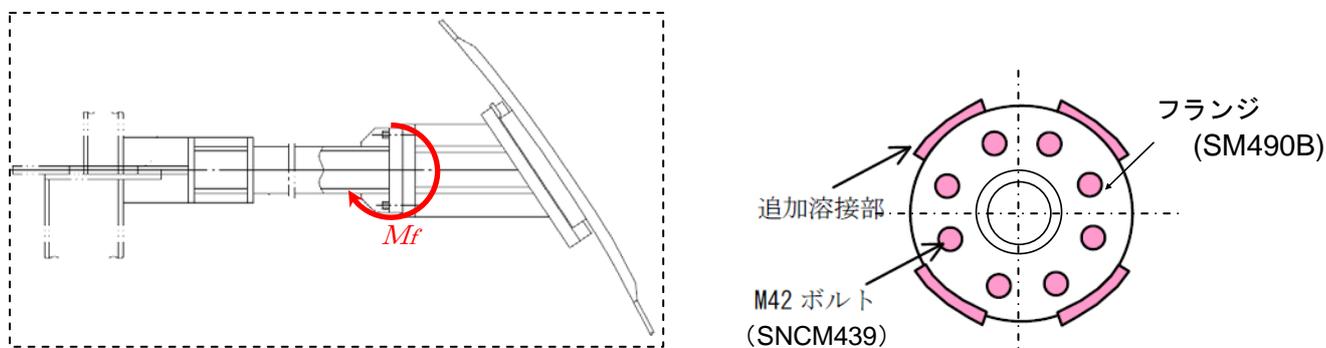
ℓ_4 : 固定端から吊り荷重作用点までの距離 = 3257.4 [mm]

C_V : 鉛直震度 = 1.33

よって、初期締付力によってフランジ面に生じる摩擦力 F_μ (=973 [kN]) は、フランジ面に生じるせん断力 F_f (=2.32 [kN]) より大きいので、ボルトにはせん断力は生じない。

3. 曲げの評価

フランジはボルトの初期締付力により締め付けられていることから、フランジ面には圧縮応力が生じている。地震によりフランジ面に作用する曲げモーメント (M_f) によりフランジ面には曲げ応力が生じるが、この曲げ応力がボルトの初期締付力による圧縮応力を上回る場合には、フランジ面が離れることとなり、その結果、ボルトに対してモーメントによる応力が生じることとなる。



図⑥-3 フランジ部概要図

○ボルトの初期締付力によってフランジ面に生じる圧縮応力 (σ_c)

初期締付力によってフランジ面に生じる圧縮応力は下記式により算出できる。

$$\sigma_c = \frac{Q \cdot n_b}{A_f} = \frac{233.9 \times 10^3 \times 8}{2.99 \times 10^5} = 6.2 \text{ [MPa]}$$

ここで、

Q : ボルトの初期締付力 (=233.9 kN)

n_b : ボルトの本数 (=8 本)

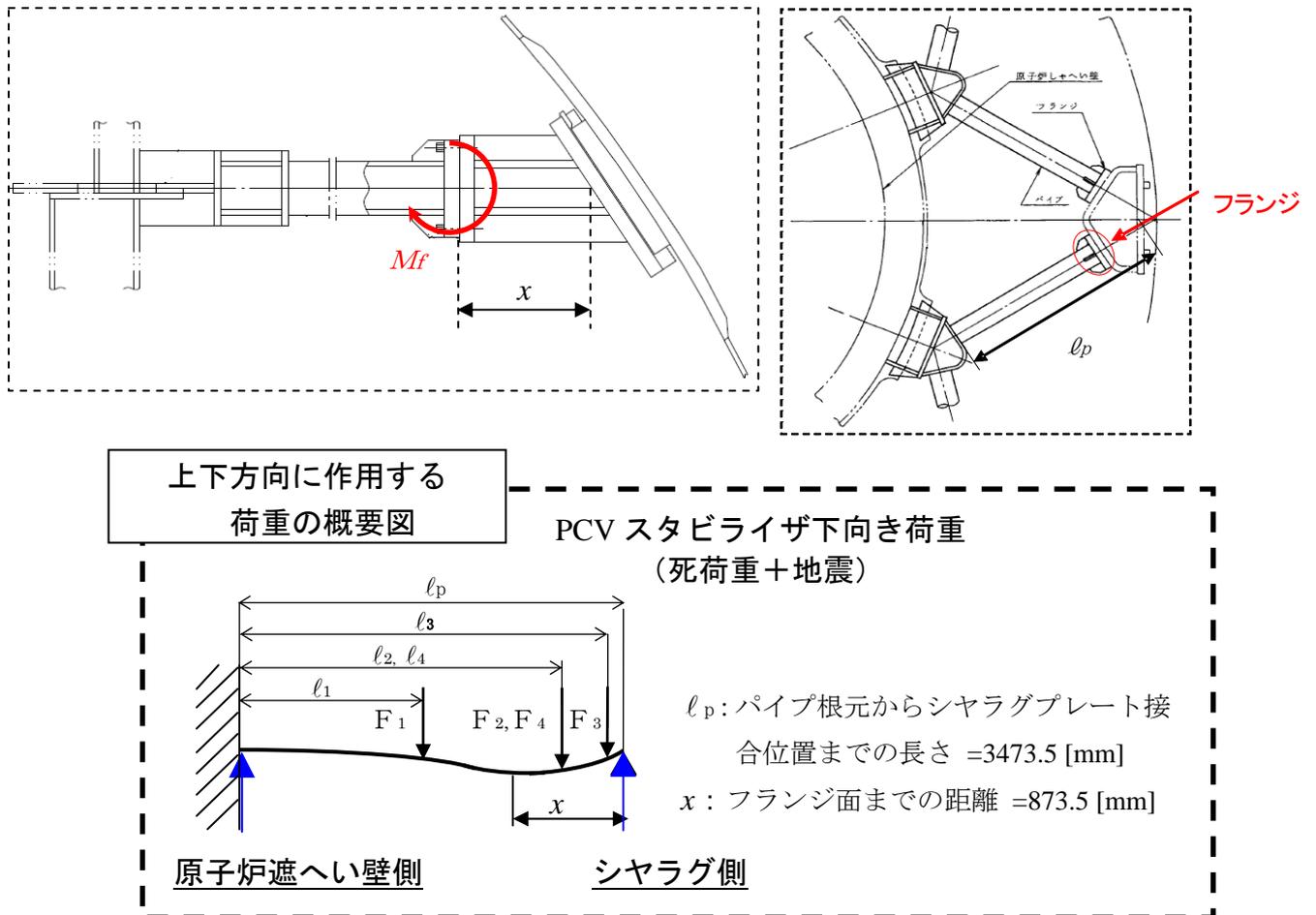
$$A_f : \text{フランジの断面積} = \frac{\pi \cdot (d^2 - a^2)}{4} = \frac{\pi \times (620^2 - 50^2)}{4} = 2.99 \times 10^5 \text{ [mm}^2\text{]}$$

d : フランジ直径 = 620 [mm]

a : ボルト孔径 = 50 [mm]

○フランジ面に生じる曲げ応力 (σ_b)

フランジ面に生じる曲げモーメント (M_f) は、せん断力と同様に、スタビライザを「一端固定、一端支持のはり」とみなして (図⑥-4) 算出した。



図⑥-4 評価モデル

フランジ面に加わる曲げモーメントは下記式により算出できる。

$$M_f = M_{f1} + M_{f2} + M_{f3} + M_{f4} = 6.75 \times 10^7 [\text{N} \cdot \text{mm}]$$

ここで、各荷重によりフランジ面に生じるモーメント $M_{f1} \sim M_{f4}$ は以下となる。

$$M_{f1} = (1 + C_v) F_1 \left\{ \frac{\ell_1^2 (3\ell_p - \ell_1) x}{2\ell_p^3} - (x - \ell_p + \ell_1) \right\} = 5.47 \times 10^7 [\text{N} \cdot \text{mm}]$$

$$M_{f2} = (1 + C_v) F_2 \left\{ \frac{\ell_2^2 (3\ell_p - \ell_2) x}{2\ell_p^3} - (x - \ell_p + \ell_2) \right\} = 2.77 \times 10^6 [\text{N} \cdot \text{mm}]$$

$$M_{f3} = (1 + C_v) F_3 \left\{ \frac{\ell_3^2 (3\ell_p - \ell_3) x}{2\ell_p^3} - (x - \ell_p + \ell_3) \right\} = 7.44 \times 10^6 [\text{N} \cdot \text{mm}]$$

$$M_{f4} = (1 + C_v) F_4 \left\{ \frac{\ell_4^2 (3\ell_p - \ell_4) x}{2\ell_p^3} - (x - \ell_p + \ell_4) \right\} = 2.62 \times 10^6 [\text{N} \cdot \text{mm}]$$

$M_{f1} \sim M_{f4}$: $F_1 \sim F_4$ に対するフランジ面に加わるモーメント

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

F_2 : モノレール死荷重 = 8.83×10^3 [N]

F_3 : シヤラグの半分の死荷重 = 2.45×10^4 [N]

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

C_v : 鉛直震度 = 1.33

x : フランジ面までの距離 = 873.5 [mm]

よって、曲げモーメント (M_f) による、フランジ部の曲げ応力 (σ_b) は以下のように求められる。

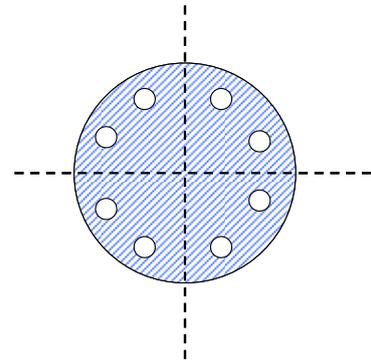
$$\sigma_b = \frac{M_f}{Z_f} = \frac{6.75 \times 10^7}{2.16 \times 10^7} = 3.2 \text{ [MPa]}$$

ここで、

Z_f : フランジの断面係数

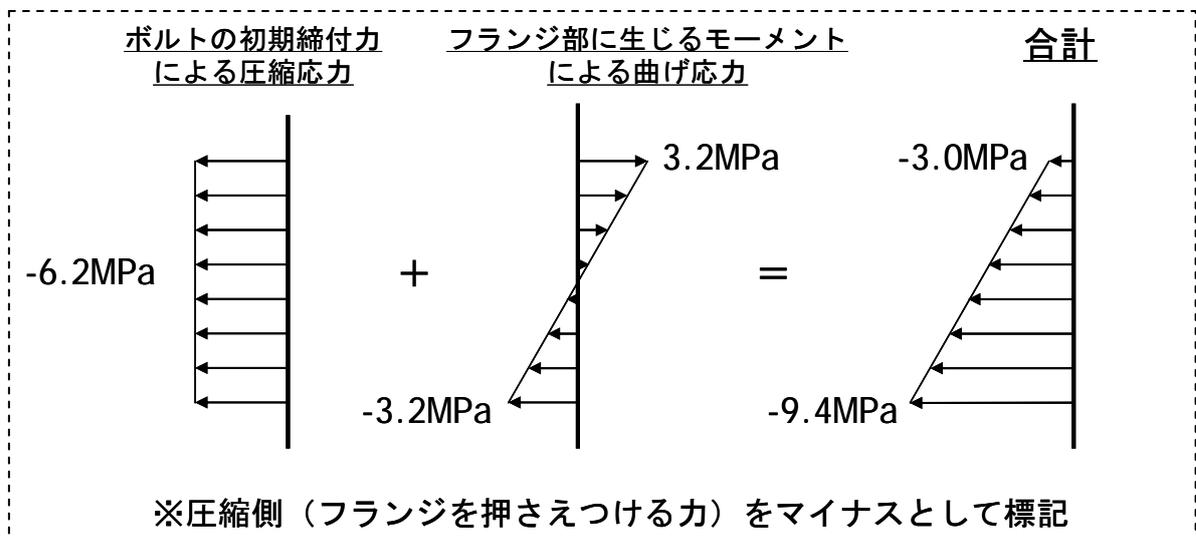
$$= \frac{\pi \cdot d^3}{32} = \frac{\pi \times 603.7^3}{32} = 2.16 \times 10^7 \text{ [mm}^3\text{]}$$

d : ボルト孔の欠損を考慮したフランジの
等価直径 = 603.7 [mm]



フランジの断面係数 (図の斜線部を考慮)

よって、初期締付力によりフランジ面に生じる圧縮応力 σ_c (=6.2 [MPa]) は、
フランジ面に生じる曲げ応力 σ_b (=3.2 [MPa]) より大きいので、フランジ面は離
れることはなく、ボルトにはモーメントによる応力は生じない (図⑥-5)。



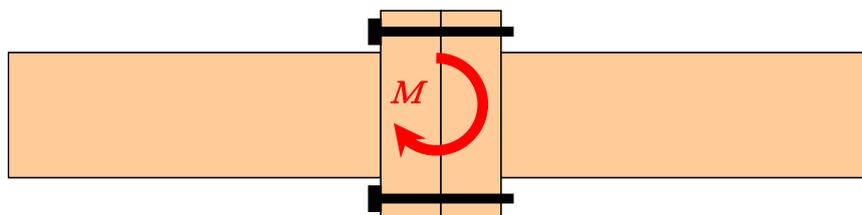
図⑥-5 フランジ部の曲げ評価の概念図

<補足：ボルトの引張耐力による評価（有効断面積を用いた場合）>

耐力評価	引張荷重	引張耐力
（④ 1. の結果の再掲）	5.48×10^6 [N]	5.96×10^6 [N]
<参考>	引張応力	評価基準値
応力評価（上記を応力に換算）	612 [MPa]	666 [MPa]

<参考：フランジ取り合いの配管におけるフランジ部の取扱い>

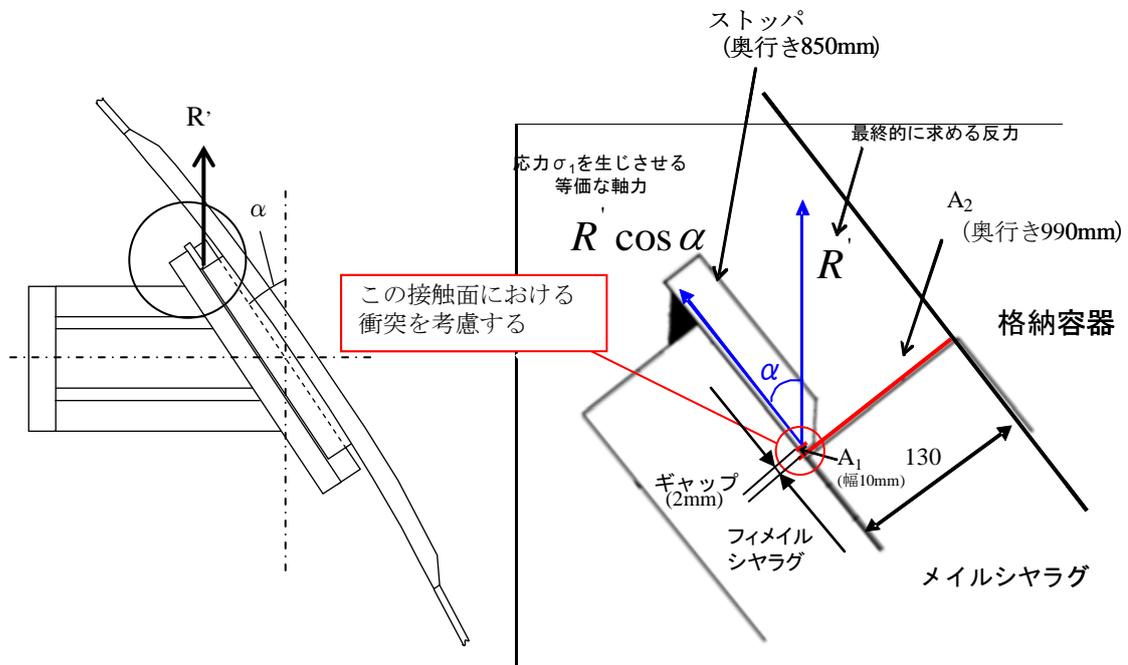
通常、配管部に比べてフランジ部の断面積（剛性）は大きいことから、フランジ取り合いの配管に地震慣性力による曲げモーメントが作用する場合、発生応力はフランジ部ではなく、配管部（フランジ付根）で支配的となる。



⑦ ストップの上下方向の衝突による影響を示すこと。

(原子力安全・保安院殿ご指摘)

ストップとシヤラグの間にはギャップ (2mm) がある (図⑦-1)。PCV スタビライザは、長さ約 3.5m のトラス構造物であって、2mm 程度のギャップは無視し得るものと考えられるが、鉛直地震によりストップがシヤラグに衝突することによる影響を検討する。



<評価の概要>

- ① ストップとシヤラグの衝撃速度を用いて、ストップの接触部 (面積: A_1) に生じる応力 (σ_1) を求める。
- ② 応力 σ_1 をもとに、 σ_1 を生じさせるために必要な軸力 ($R' \cos \alpha$) に換算し、最終的に R' に換算する。

図⑦-1 ストップ部概要図

参考文献*を用い、応力が波動として伝ぱすることを考慮して、衝撃による影響を検討する。衝撃により急激に荷重が加わった応力が荷重を受けた位置から

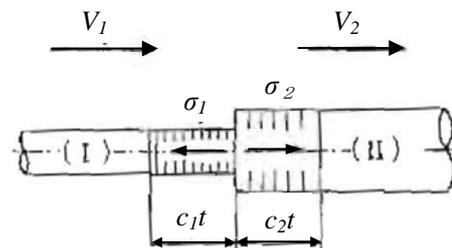
弾性体中を応力波として伝ばすると考える（動弾性理論）。衝突時に2つの弾性体が接触している間は、接触面において作用する力及び応力波の伝ば速度が等しくなるとの境界条件から、衝撃応力を算出する。参考文献では、動弾性理論を用いて、面積の異なる丸棒同士が衝突するとき生じる応力の評価式が示されている。

2本の弾性棒ⅠとⅡが衝撃速度 V_1 - V_2 で衝突するとき生ずる応力 σ_1 は

(式の算出過程は、参考参照)

$$\sigma_1 = -\frac{A_2\sqrt{\rho_2 E_2}}{A_1\sqrt{\rho_1 E_1} + A_2\sqrt{\rho_2 E_2}} \frac{E_1}{c_1} (V_1 - V_2), \quad c_1 = \sqrt{\frac{E_1}{\rho_1}}$$

A: 断面積
 ρ : 密度
 E: 縦弾性係数
 c: 応力波の伝ば速度



ここでは、仮にこの評価式にストッパの接触面積とマイルシヤラグの面積 (図⑦-1) を用いたときの衝突による影響について検討した。

ストッパに生じる応力 σ_1 は、ストッパとマイルシヤラグの材質が同一であり、縦弾性係数 E、密度 ρ が同じため、次式により求めることができる。

$$\sigma_1 = \frac{A_2}{A_1 + A_2} \cdot \frac{E_1}{C_1} \cdot V_1$$

ここで、

A_1 : ストッパの接触面積 ($=10 \times 850 = 8.500 \times 10^3 \text{mm}^2 = 0.0085 \text{m}^2$)

A_2 : マイルシヤラグの面積 ($=990 \times 130 = 1.287 \times 10^5 \text{mm}^2 = 0.1287 \text{m}^2$)

E_1 : ストッパの縦弾性係数 ($=201000 \text{MPa}$)

C_1 : ストッパの応力波の伝ば速度 (m/s)

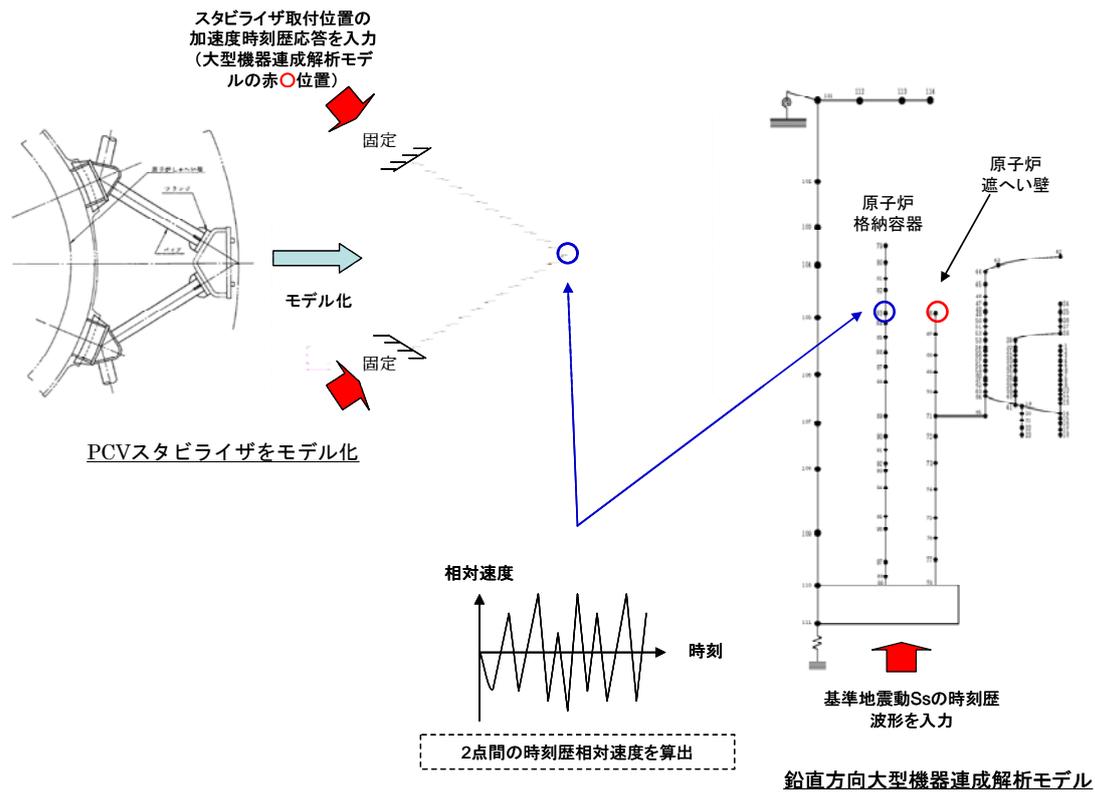
$$= \sqrt{E_1 / \rho_1} = \sqrt{201000 \times 10^6 / (7.85 \times 10^3)} = 5.060 \times 10^3 \text{m/s}$$

ρ_1 : ストッパの密度 ($=7.85 \times 10^3 \text{kg/m}^3$)

V_1 : ストッパの速度 (m/s)

また、地震時のストッパの速度 V_1 は、スタビライザをはりモデル化し、その

モデルにスタビライザ固定端の加速度時刻歴応答を入力して得られるスタビライザ先端の鉛直方向速度と、大型機器連成解析モデルから得られるシヤラグの鉛直方向速度との相対速度を求め、その最大値を採用する（図⑦-2）。



図⑦-2 相対速度の算出方法の概要

本手法により算出した相対速度は、

$$V_1 = 0.52 \text{ m/s}$$

よって、ストッパの応力 σ_1 は、速度 V_1 をストッパ軸方向の成分とすると、

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= \frac{0.1287}{0.0085 + 0.1287} \times \frac{201000 \times 10^6}{5.060 \times 10^3} \times 0.52 \times \cos 34.17^\circ \\ &= 16.03 \times 10^6 \text{ Pa} \end{aligned}$$

となる。

これをストッパに作用する鉛直荷重に換算すると、

$$\begin{aligned} R' &= (\sigma_1 / \cos 34.17^\circ) \cdot A_1 \\ &= (16.03 \times 10^6 / \cos 34.17^\circ) \times 0.0085 \\ &= 1.647 \times 10^5 \text{ [N]} \end{aligned}$$

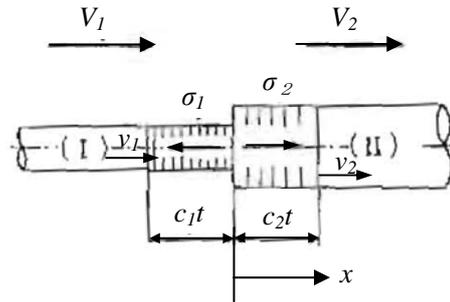
を得る。

一方、静解析による反力 R は 1.99×10^5 [N] であるので、衝撃による影響は、従来の評価に包絡される。

※参考文献 機械実用便覧 改訂第6版（日本機械学会 丸善）
第3章 材料力学 3・1・4 衝撃 P102, 103

<参考：2本の弾性棒が衝突する時の応力の算出過程について>

軸方向に速度 V_1 で進んでいる棒 I が、
速度 V_2 で進んでいる棒 II に衝突する
場合を考える。



衝突によって棒 I、II の中に生じた
応力波は、波の進行方向を考えて、それぞれ

$$u_1 = f_1(x + c_1 t), \quad u_2 = f_2(x - c_2 t)$$

棒中の衝撃応力は、

$$\sigma_1 = E_1 \frac{\partial u_1}{\partial x} = E_1 f_1'(x + c_1 t), \quad \sigma_2 = E_2 \frac{\partial u_2}{\partial x} = E_2 f_2'(x - c_2 t)$$

また、静止空間に対する棒の粒子速度は、応力波による粒子速度のほかに、
空間座標に対する棒の速度も考慮して、

$$v_1 = V_1 + \frac{\partial u_1}{\partial t} = V_1 + c_1 f_1'(x + c_1 t), \quad v_2 = V_2 + \frac{\partial u_2}{\partial t} = V_2 - c_2 f_2'(x - c_2 t)$$

両方の棒の衝突端面は互いに相接していて、両方の棒に作用する力および端
面の粒子速度は等しくなければならないことから、接触面を座標原点にとると、

$$x=0 \text{ で、 } A_1 E_1 f_1'(c_1 t) = A_2 E_2 f_2'(-c_2 t), \quad V_1 + c_1 f_1'(c_1 t) = V_2 - c_2 f_2'(-c_2 t)$$

したがって、

$$f_1' = \frac{-A_2 E_2 (V_1 - V_2)}{A_2 E_2 c_1 + A_1 E_1 c_2}, \quad f_2' = \frac{-A_1 E_1 (V_1 - V_2)}{A_2 E_2 c_1 + A_1 E_1 c_2}$$

2本の弾性棒 I と II が衝撃速度 V_1, V_2 で衝突するとき生ずる応力 σ_1, σ_2 は

$$\sigma_1 = -\frac{A_2 \sqrt{\rho_2 E_2}}{A_1 \sqrt{\rho_1 E_1} + A_2 \sqrt{\rho_2 E_2}} \frac{E_1}{c_1} (V_1 - V_2), \quad c_1 = \sqrt{\frac{E_1}{\rho_1}}$$

$$\sigma_2 = -\frac{A_1 \sqrt{\rho_1 E_1}}{A_1 \sqrt{\rho_1 E_1} + A_2 \sqrt{\rho_2 E_2}} \frac{E_2}{c_2} (V_1 - V_2), \quad c_2 = \sqrt{\frac{E_2}{\rho_2}}$$

A: 断面積
 ρ : 密度
E: 縦弾性係数
c: 応力波の伝ば速度

⑧ フランジ部のボルトについて、十分に締め付けられていることを示すこと。

(原子力安全・保安院殿ご指摘)

フランジボルトの初期締付力は、クラス MC 容器耐圧部テンションボルトの設計許容引張応力 (S 値) を超えない範囲で大きめに設定している。

なお、初期締付力は下記式によって算出される。

$$\begin{aligned} Q &= \sigma_{\theta} \cdot \frac{\pi \cdot d^2}{4} \\ &= 216 \times \frac{\pi \cdot 37.129^2}{4} \\ &= 233.9 \text{ [kN]} \end{aligned}$$

ここで、

σ_{θ} : 締付応力 (=S 値 (216[MPa]))

d : ボルトの谷径 (=37.129[mm])

○フランジボルトの S 値 : 216[MPa]

「設計・建設規格 付録材料図表 Part5 表 4」に示される値で、ここでは、室温での最小引張強さの 0.2 倍の値と室温での最小降伏点の 0.25 倍の値のうち最小のものを 1.1 倍したものを。

・材質 (ボルト) : SNCM439

・室温での最小引張強さ (=980MPa)

・室温での最小降伏点 (=885MPa)

この初期締付力を発生させるトルクを計算し、トルク値を管理することで、全ボルトが有効に機能することを確認している。

そのため、ボルトについては、すべてのボルトが十分に締め付けられているため、全ボルトで荷重を負担すると考えられる。

なお、ボルトの緩みについては、中越沖地震後の設備点検においてボルト周辺の塗装の剥離等の異常が無いことから、ボルトの緩みが無いと判断している (図⑧-1)。



図⑧-1 PCV スタビライザ写真
(新潟県中越沖地震後 (耐震強化工事前) の状態)

なお、ボルトが緩む要因としては、

- ① 外力がボルト締結体に作用し、ボルトが締付方向と反対に回転する「回転緩み」
- ② 接合面のへたりや摩耗、ガスケットのへたりによる「非回転緩み」

が考えられる。

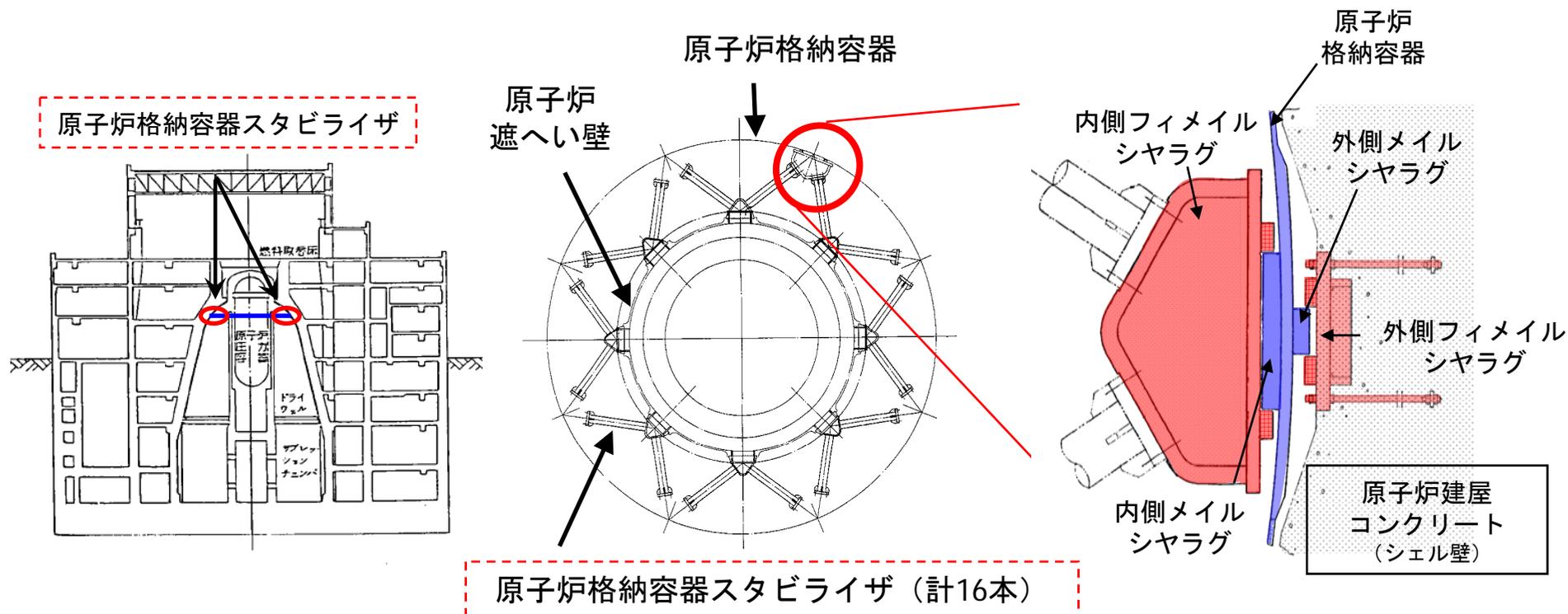
中越沖地震によって PCV スタビライザに外力が作用したが、設備点検（外観目視点検）では、ボルト周辺の塗装の剥離が無いこと、有意な変形が無いこと等により健全性を確認していること及び当該部にはガスケットが使用されていないため、緩みが無いと判断している。

(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

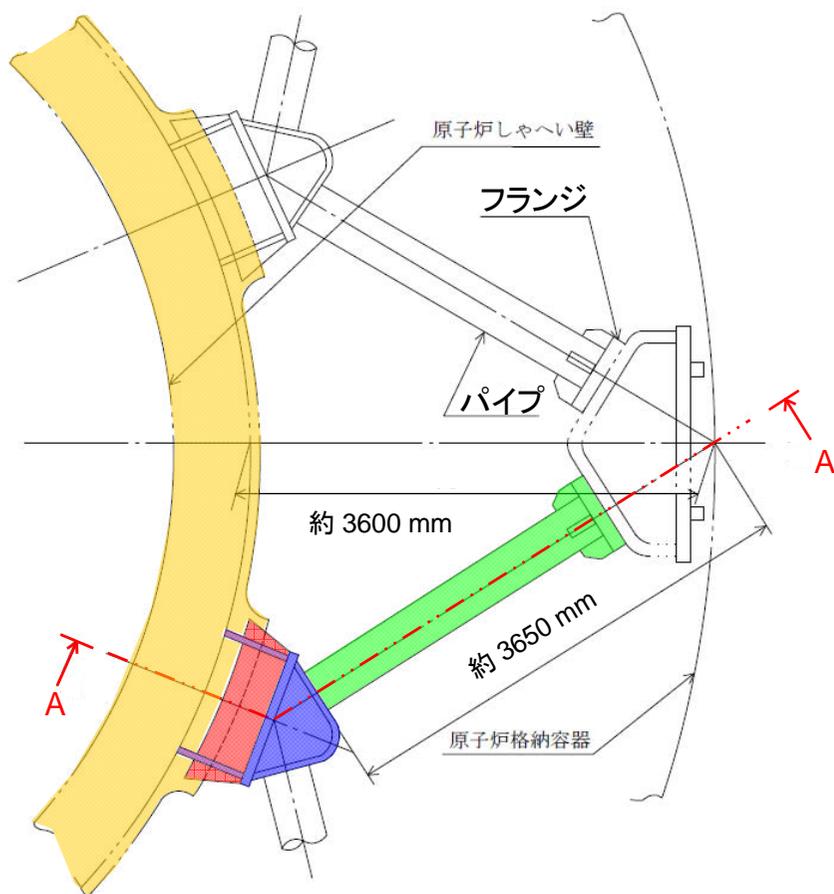
原子炉格納容器スタビライザについて

- 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。



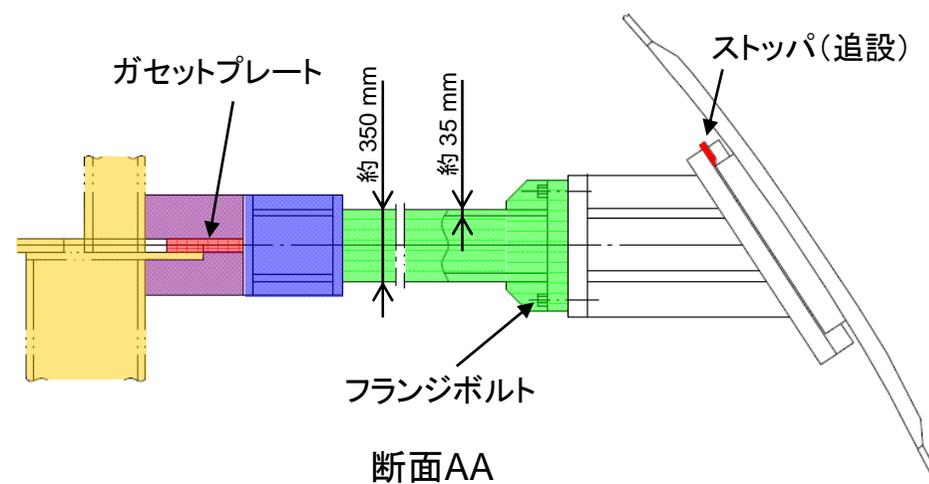
原子炉格納容器スタビライザの概略構造

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。



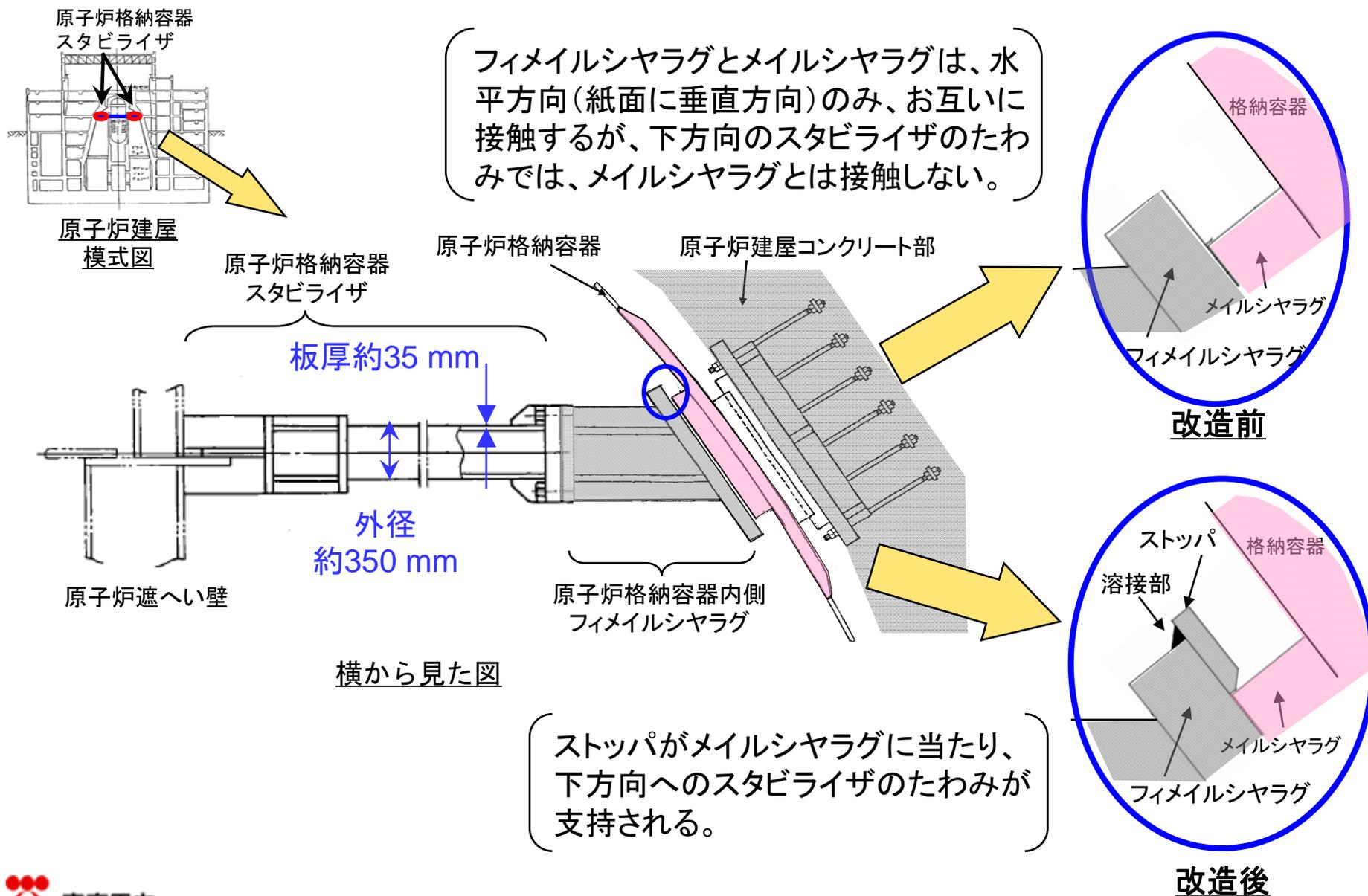
使用材料

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



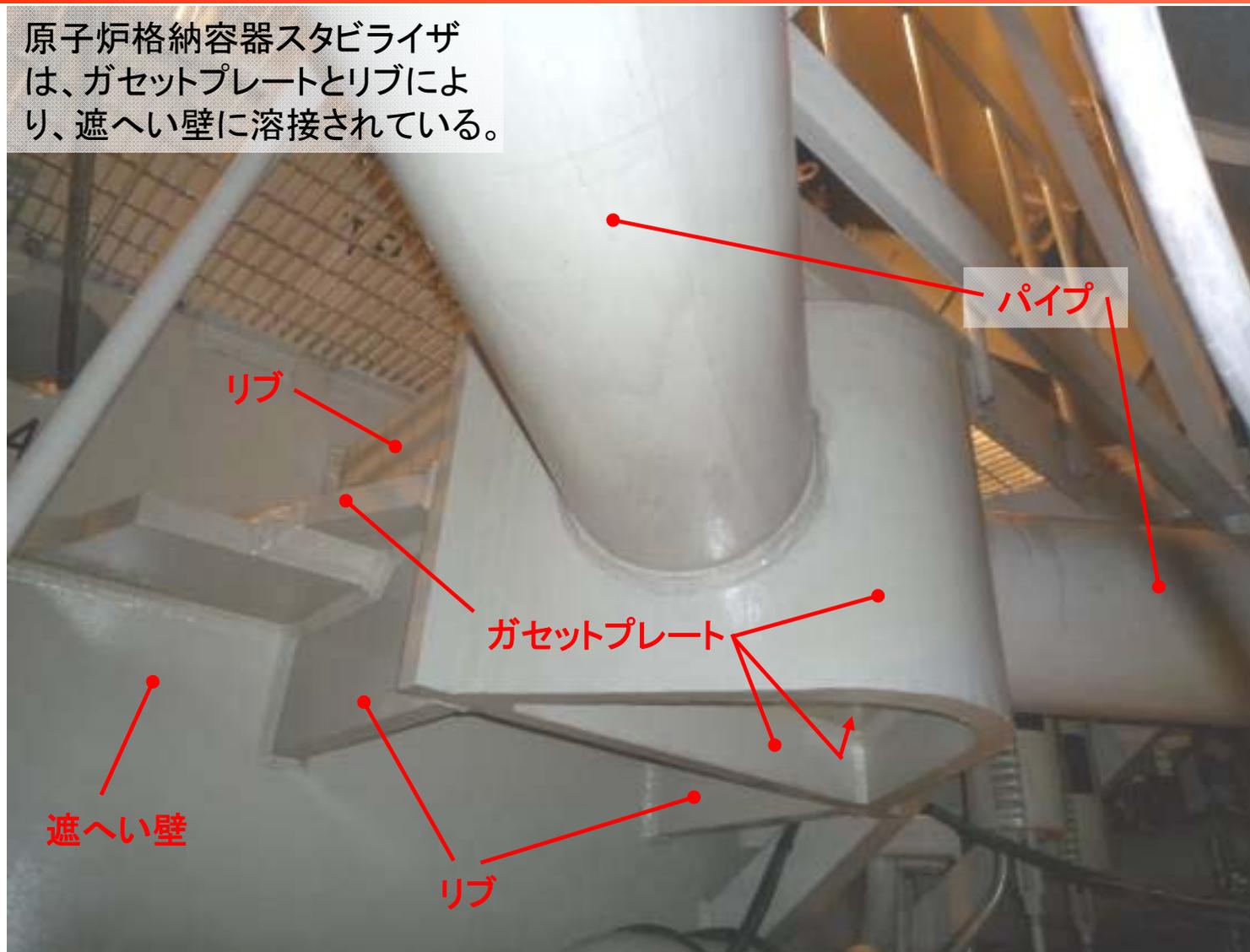
原子炉格納容器スタビライザの概略寸法と材料

原子炉格納容器スタビライザの格納容器との取り付け部



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

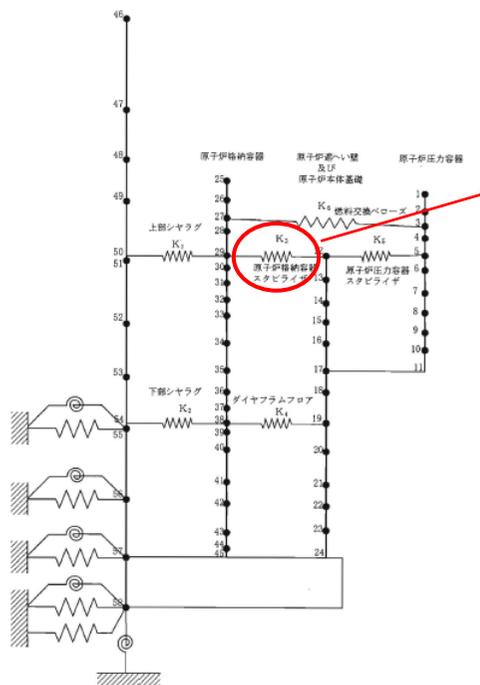
原子炉格納容器スタビライザは、ガセットプレートとリブにより、遮へい壁に溶接されている。



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)

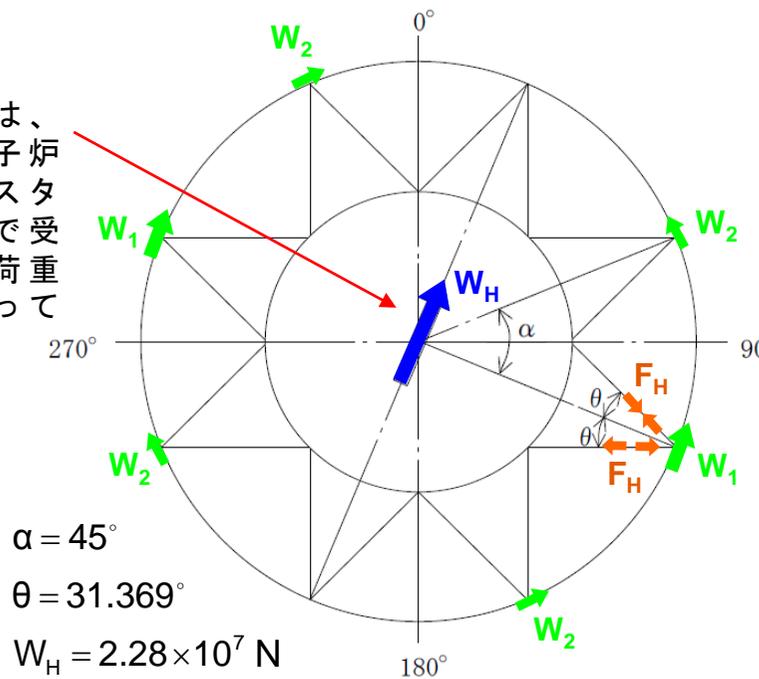
原子炉格納容器スタビライザの地震荷重（水平）

- 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。



大型機器連成解析モデルイメージ
(水平方向)

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。



原子炉格納容器スタビライザ配置図

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、

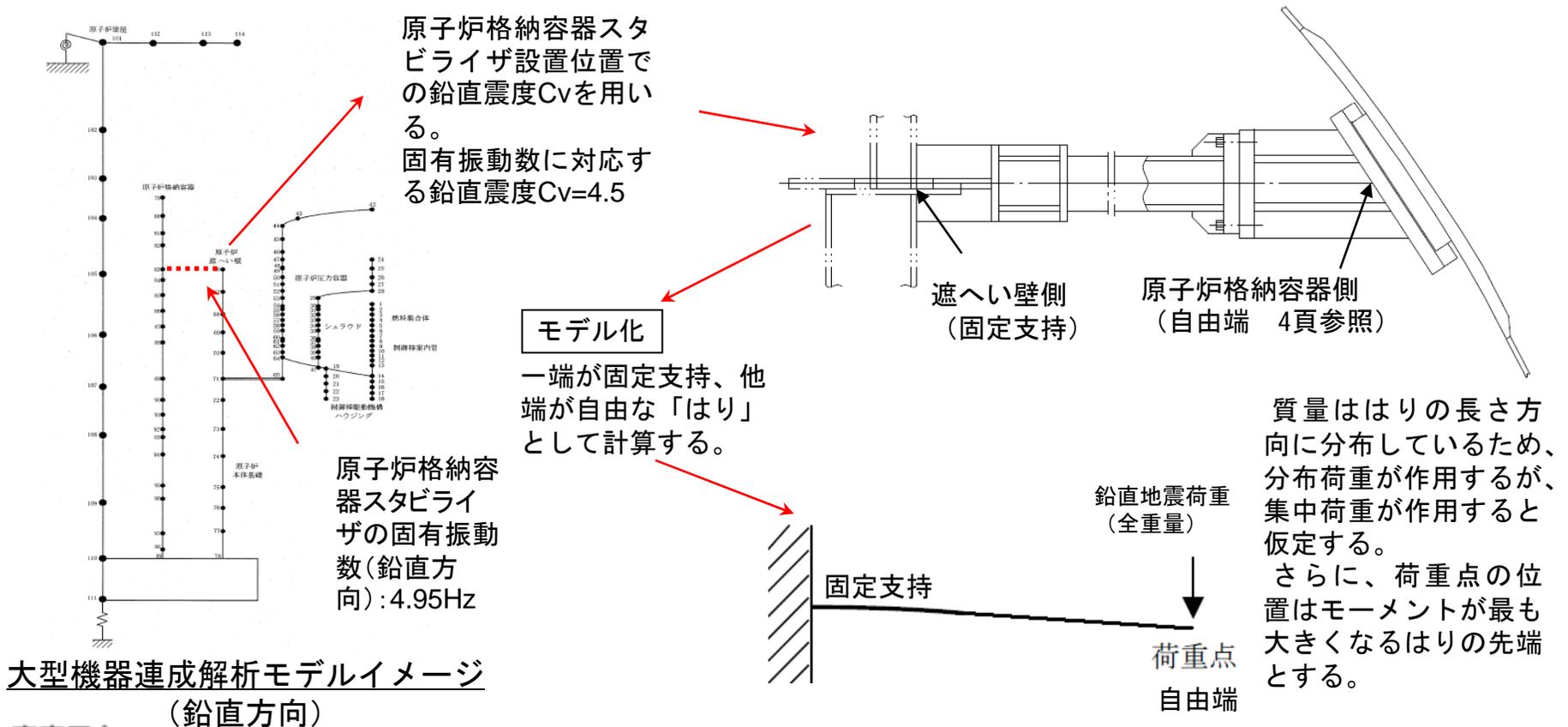
$$W_1 = \frac{1}{4} W_H = 5.7 \times 10^6 \text{ N}$$

したがって、パイプに作用する荷重(F_H)は、

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

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）

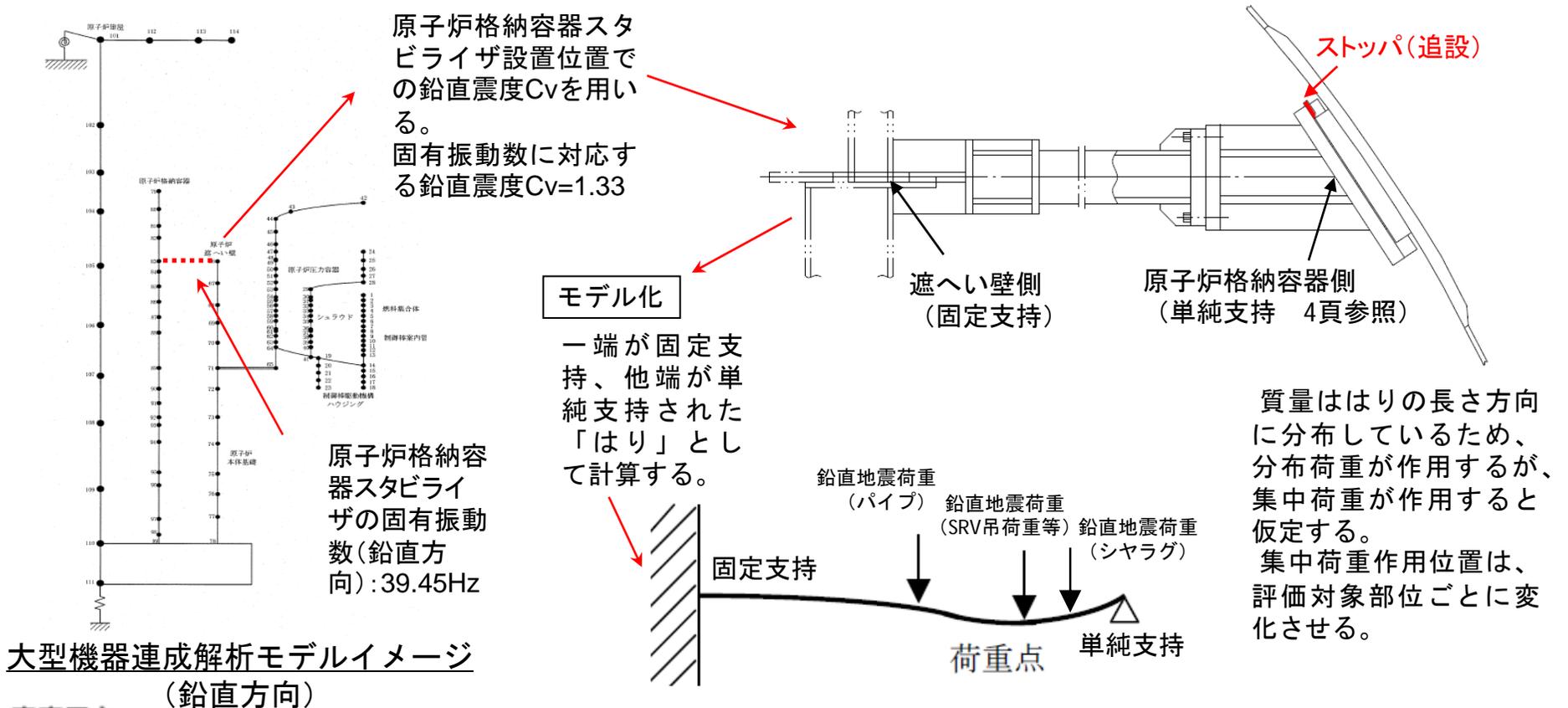
- 原子炉格納容器スタビライザは、鉛直方向の荷重は伝達しないため、大型機器連成解析モデル（鉛直方向）ではばね要素としてモデル化されていない。
- 大型機器連成解析モデルを用いた地震応答解析により得られた原子炉格納容器スタビライザ設置位置の鉛直加速度を用いて、地震時に原子炉格納容器スタビライザに作用する鉛直方向の地震荷重を計算する。



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）

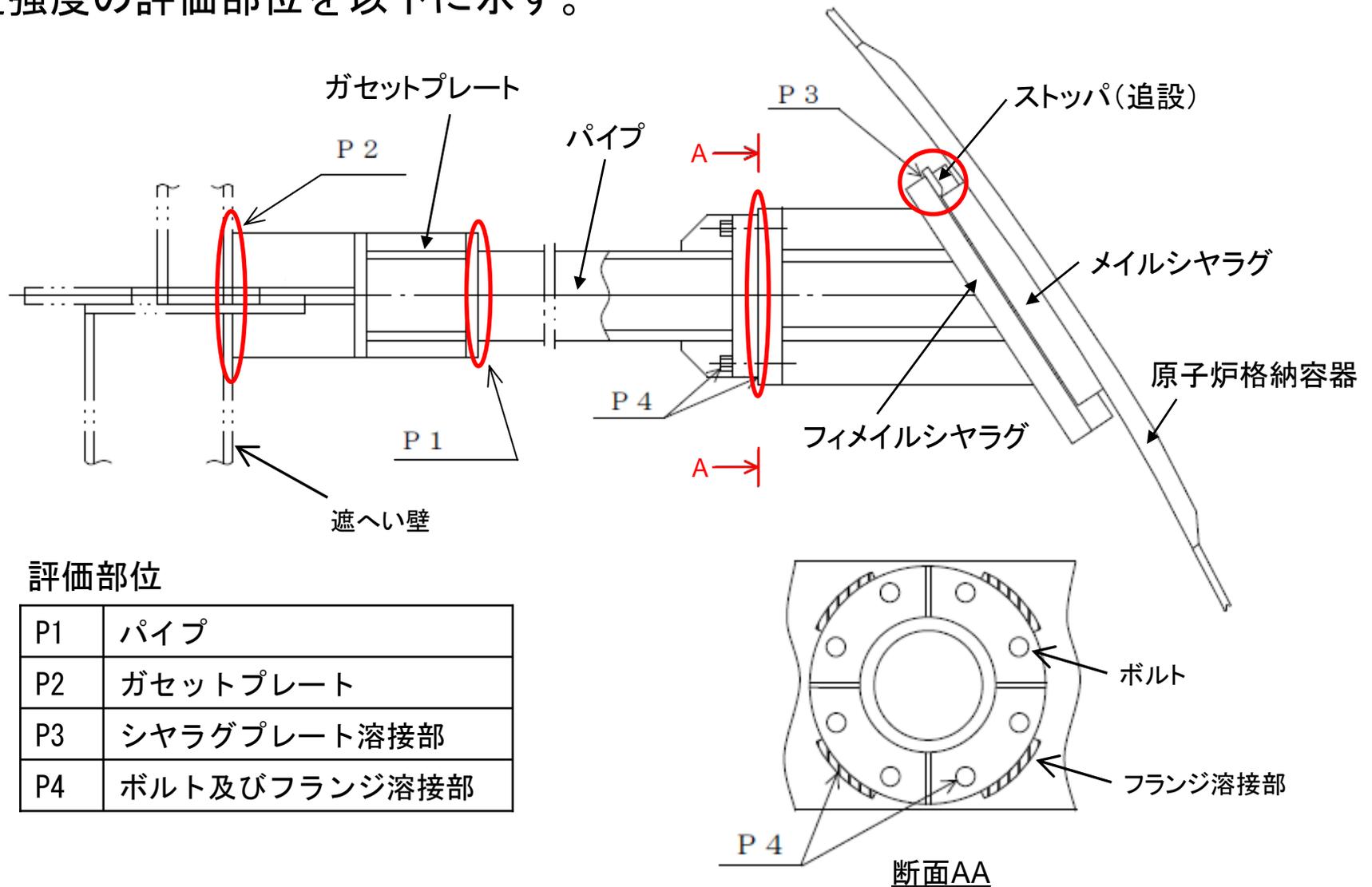
- 原子炉格納容器スタビライザは、鉛直方向の荷重は伝達しないため、大型機器連成解析モデル（鉛直方向）ではばね要素としてモデル化されていない。
- 大型機器連成解析モデルを用いた地震応答解析により得られた原子炉格納容器スタビライザ設置位置の鉛直加速度を用いて、地震時に原子炉格納容器スタビライザに作用する鉛直方向の地震荷重を計算する。



大型機器連成解析モデルイメージ
(鉛直方向)

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※1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、
 $1.5 \times \min [1.2S_y, 0.7S_u] \text{ } \diagup 1.5 \text{ } \text{※2}$

■ボルト材以外の評価基準値

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

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

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

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。

※1：発電用原子力設備規格設計・建設規格 JSME S NC1-2005

※2：Syは、設計降伏点。Suは、設計引張強さ。

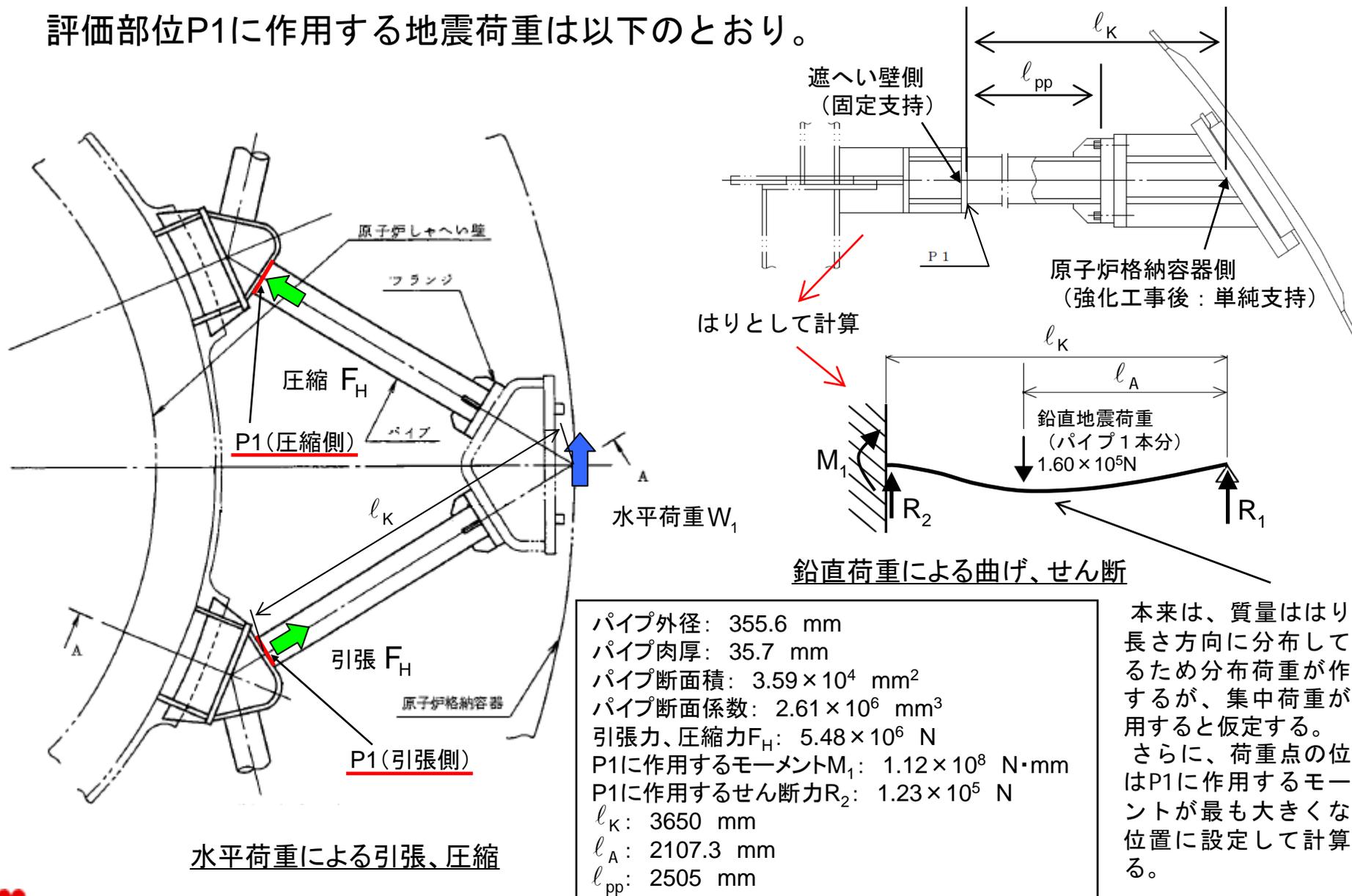
※3：曲げ応力の評価基準値は、「面内に曲げを受けるガセットプレート、曲げを受ける鋼管および箱形断面の場合」には、引張応力と同じ評価基準値となる。

※4：ℓは座屈長さであり、改造前は $1.0 \times \ell_{pp}$ (パイプ長さ)=2505mm、改造後は $0.7 \times \ell_{pp}$ (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(2.01×10^5 MPa)。Fは、 $F = \min(1.2S_y, 0.7S_u)$ 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

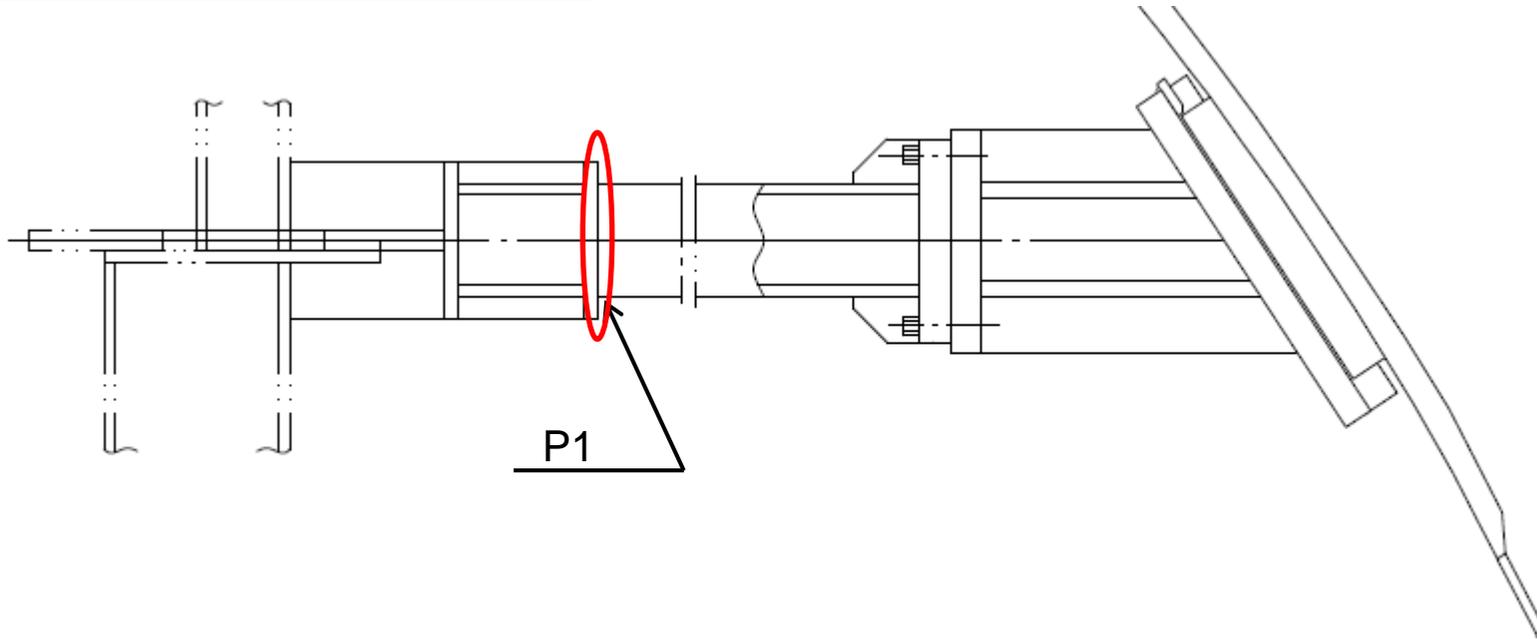
単位[MPa]

	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

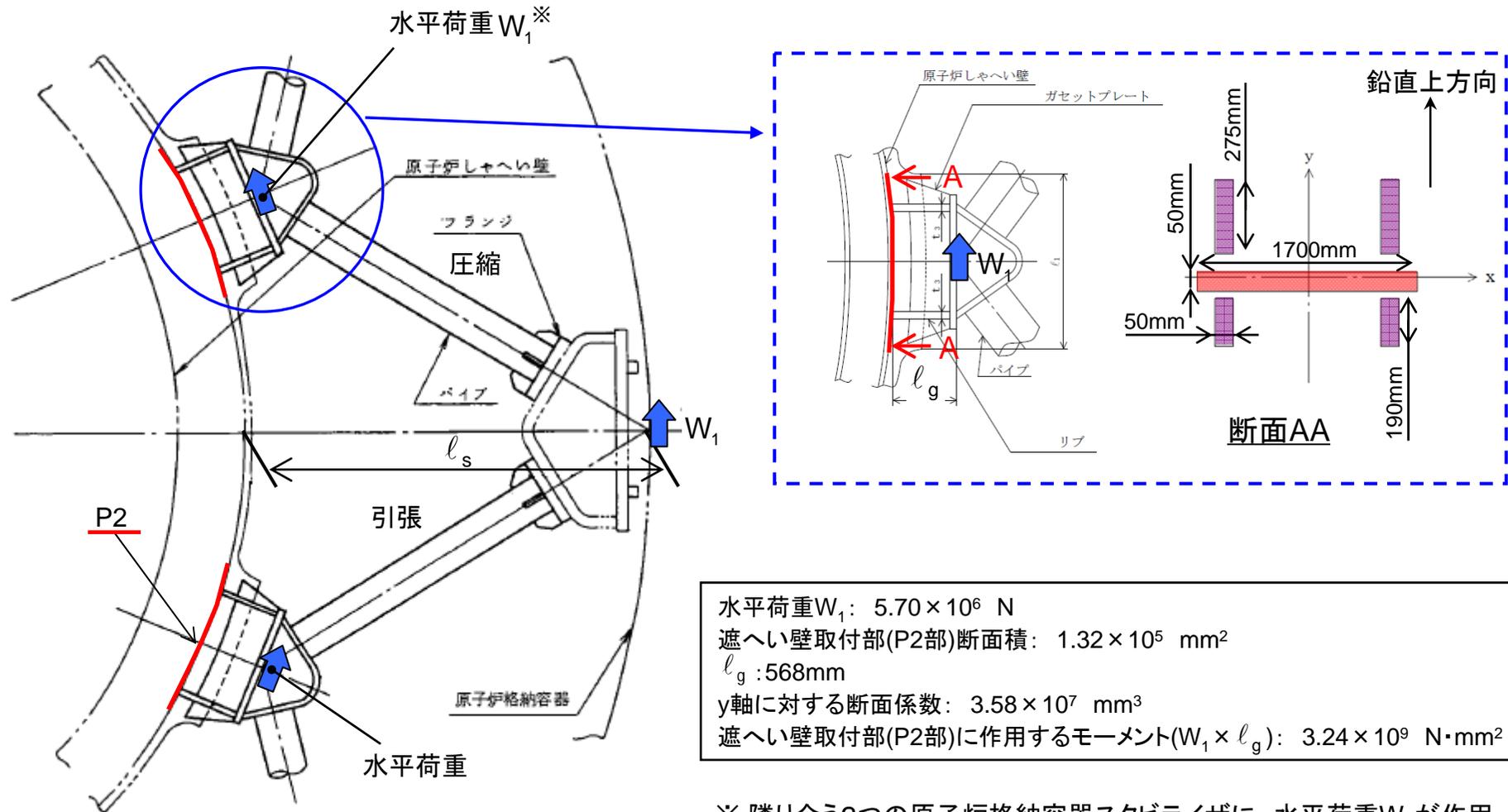
単位[MPa]

	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。



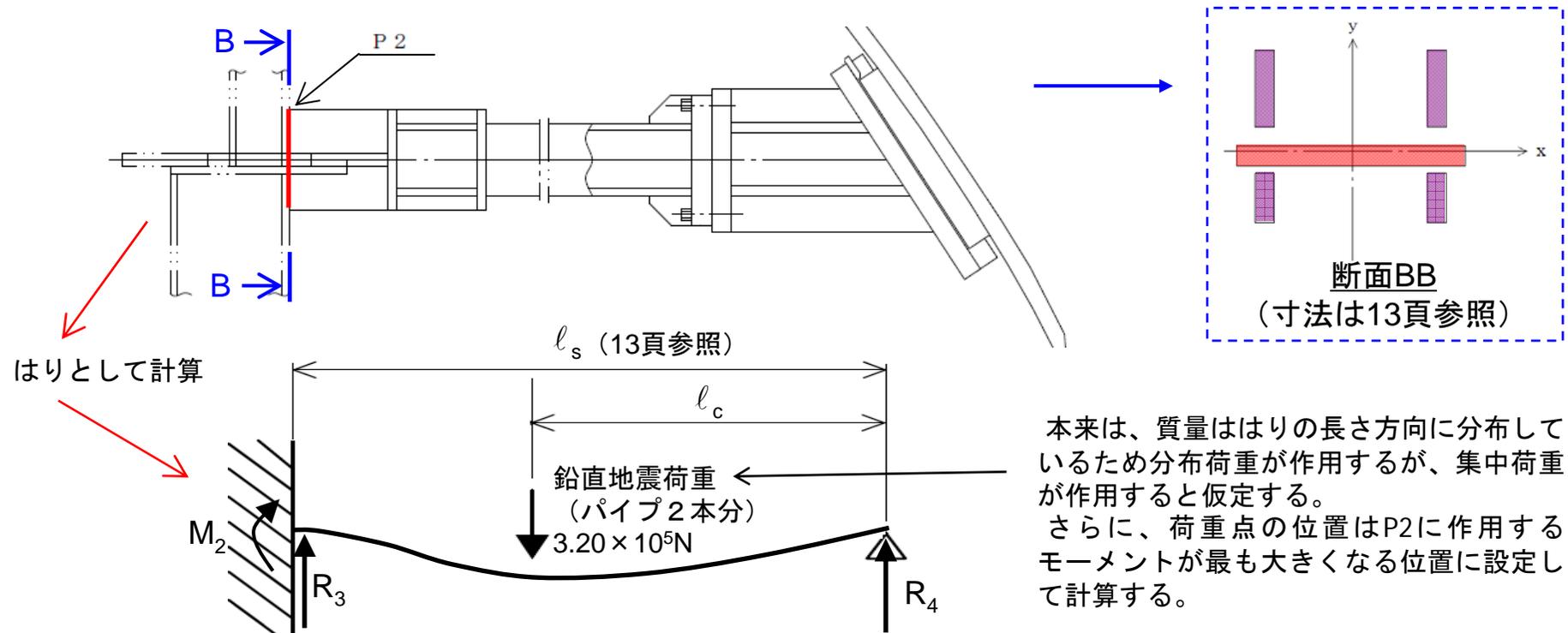
水平荷重 W_1 :	5.70×10^6 N
遮へい壁取付部(P2部)断面積:	1.32×10^5 mm ²
l_g :	568mm
y軸に対する断面係数:	3.58×10^7 mm ³
遮へい壁取付部(P2部)に作用するモーメント($W_1 \times l_g$):	3.24×10^9 N・mm ²

※ 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

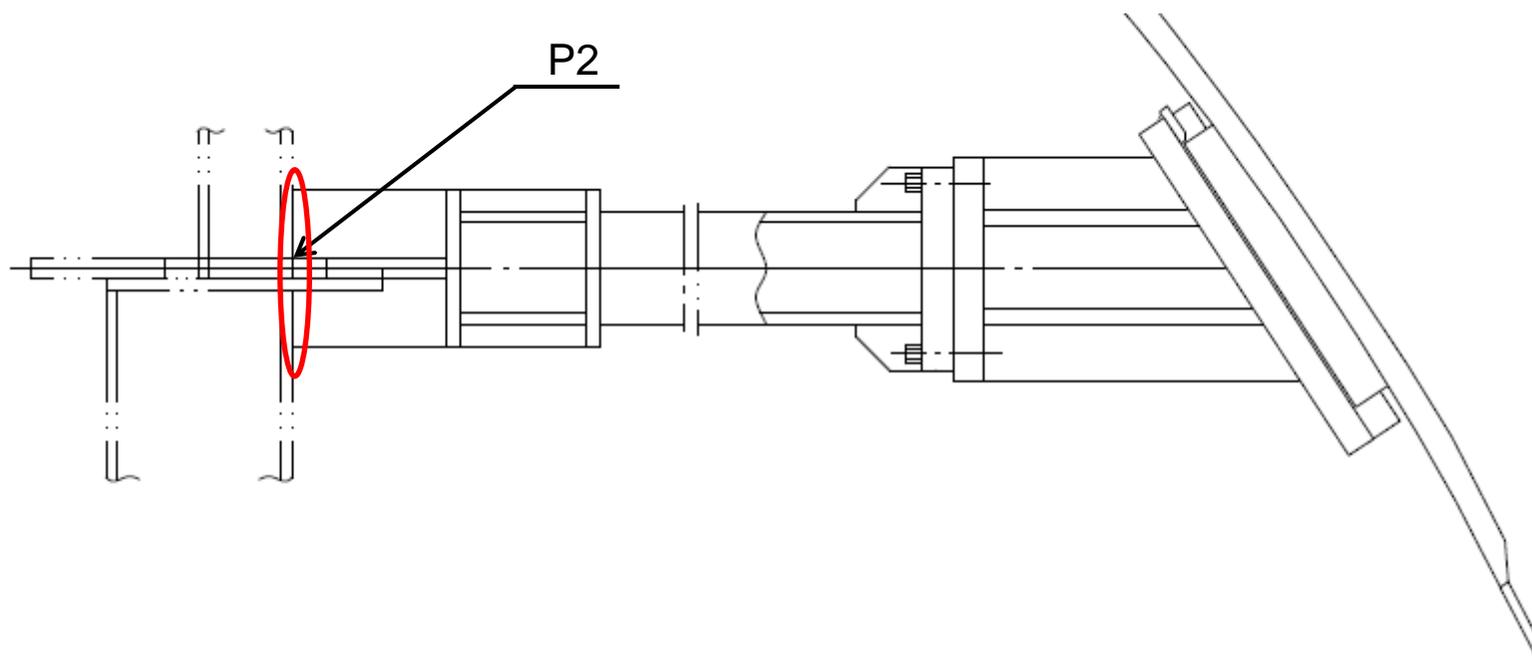
単位[MPa]

	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

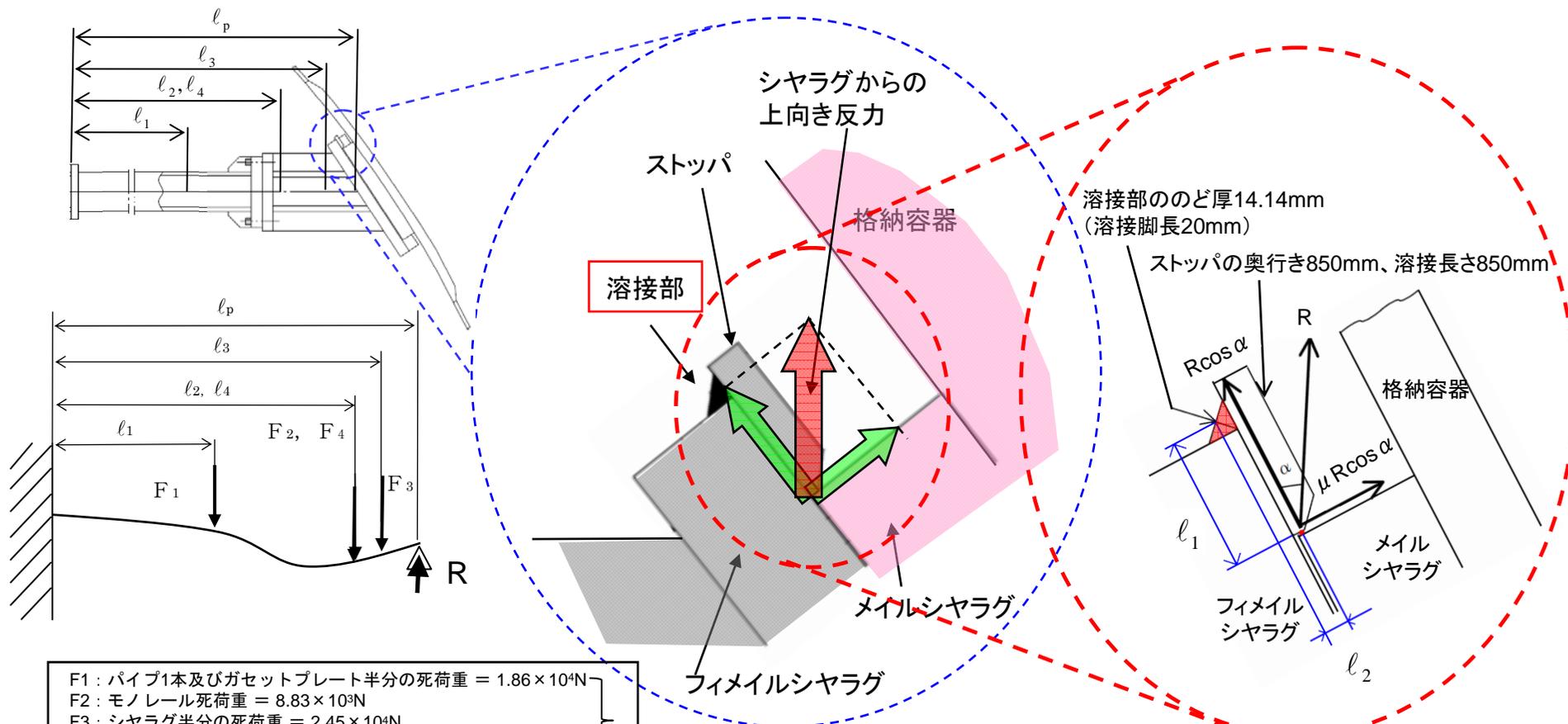
単位[MPa]

	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)

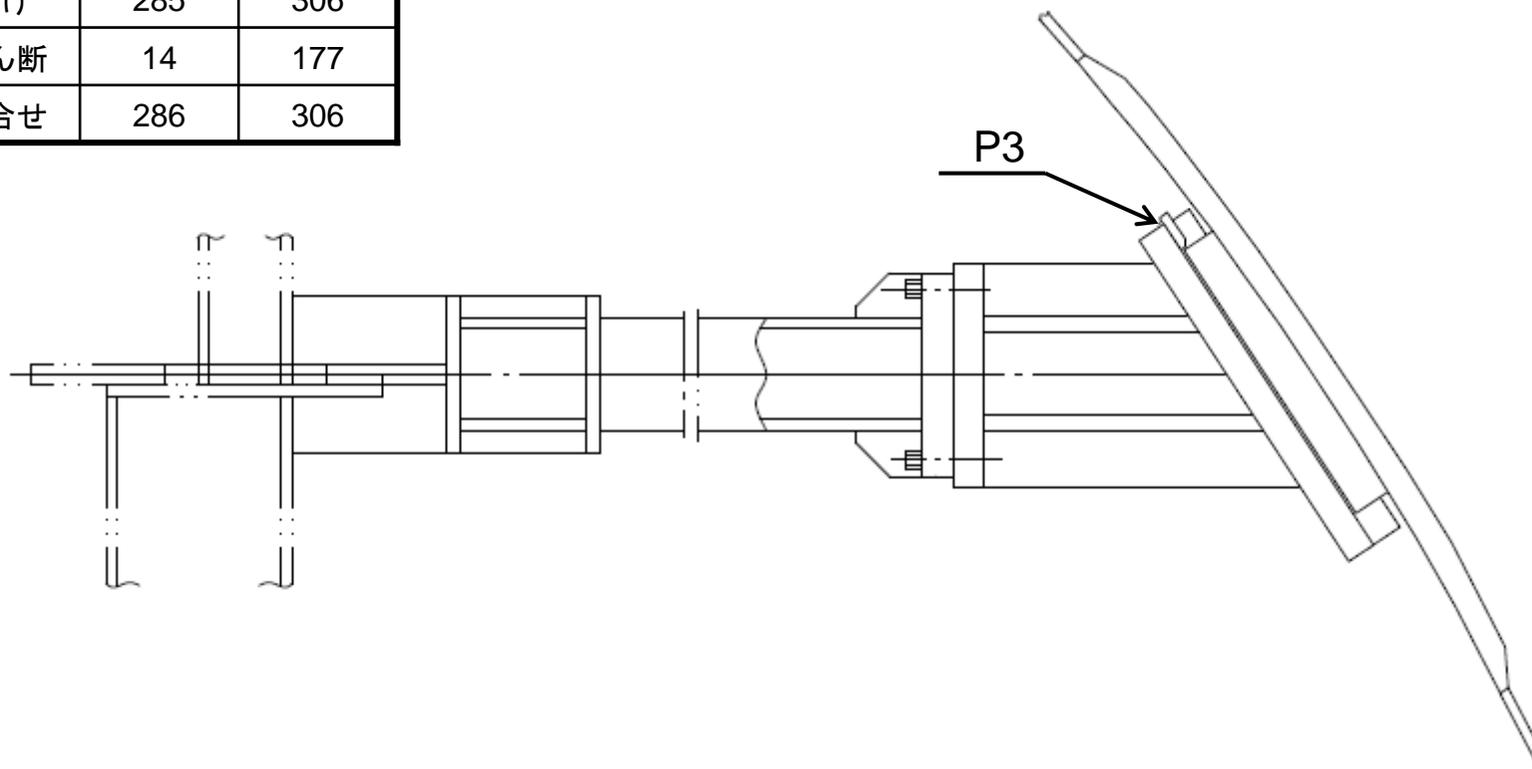
反力R: $1.99 \times 10^5 \text{ N}$
 溶接部断面積(のど厚×溶接長さ): $1.20 \times 10^4 \text{ mm}^2$
 溶接部の断面係数: $2.83 \times 10^4 \text{ mm}^3$
 α : 34.17° l_1 : 108 mm l_2 : 16.68 mm
 μ : 摩擦係数(0.3)

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)

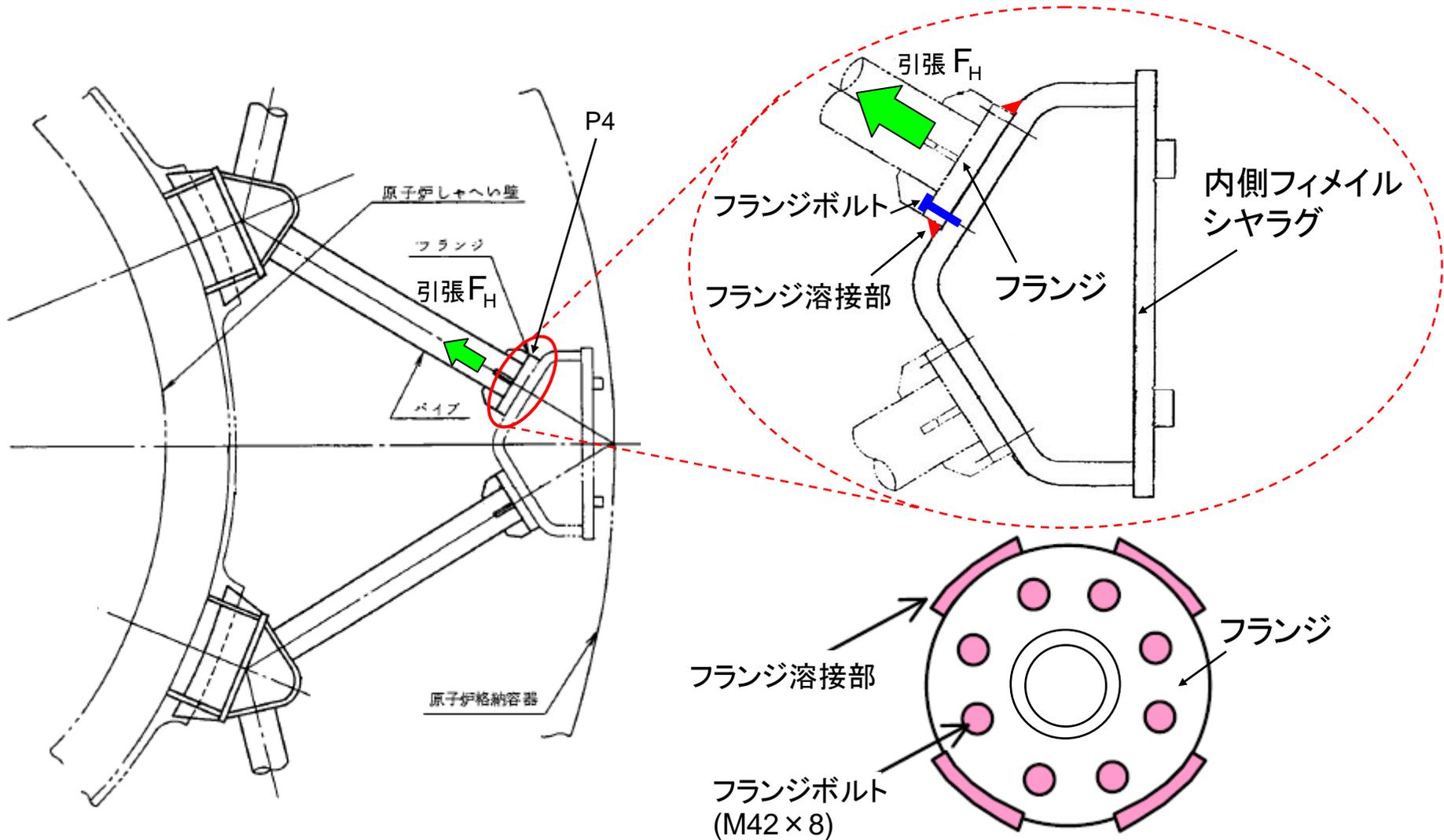
単位[MPa]

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



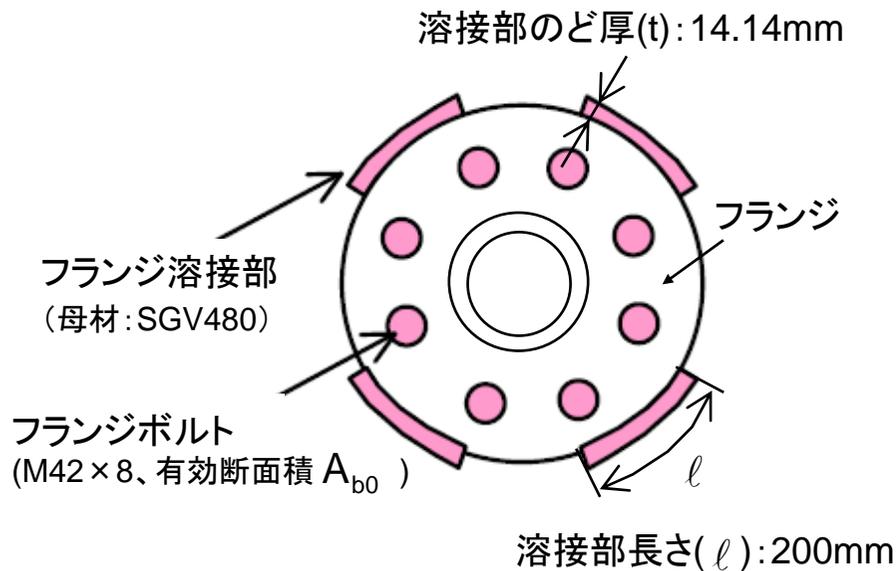
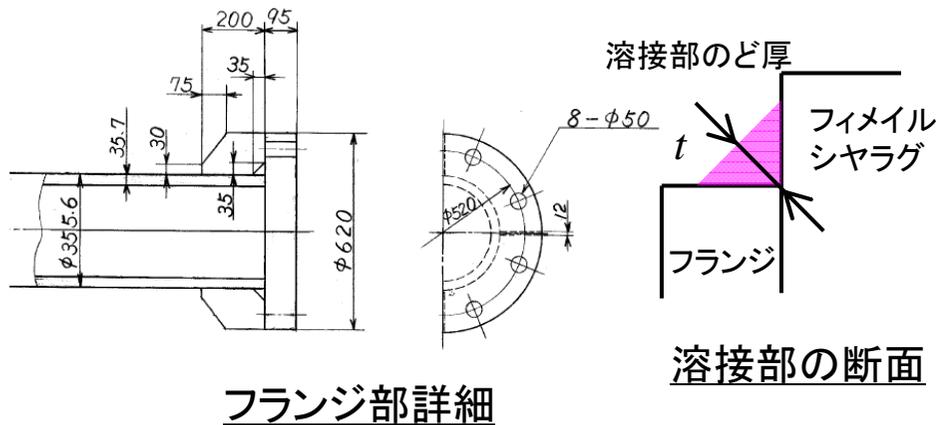
評価部位P4（ボルト及びフランジ溶接部）に作用する荷重

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



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]

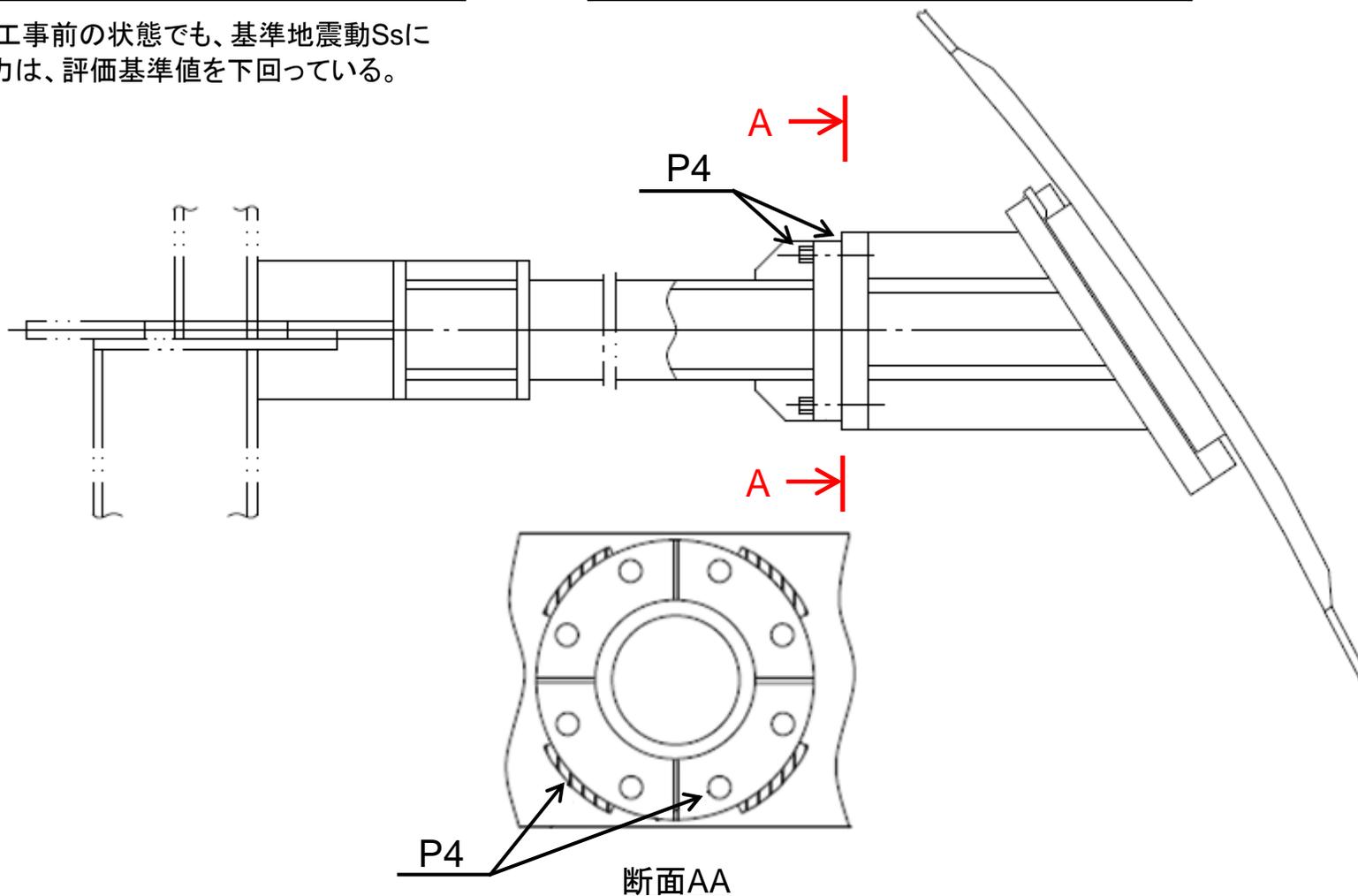
	計算値	評価基準値
引張力	5.48×10^6	5.96×10^6

耐震強化工事後

単位[N]

	計算値	評価基準値
引張力	5.48×10^6	7.96×10^6

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。