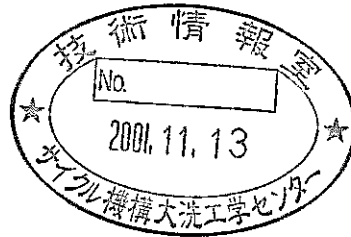


流体温度の多次元空間ゆらぎに対する 接液構造物の周波数応答関数 (研究報告書)



2001年9月

核燃料サイクル開発機構
大洗工学センター

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松4番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :

Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184, Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)
2001

流体温度の多次元空間ゆらぎに対する接液構造物の周波数応答関数

(研究報告書)

笠原 直人^{*)}、高正 英樹^{**)}

要 旨

原子力プラントの機器、配管において温度が異なる冷却材が合流する領域では、流体混合による不規則な温度ゆらぎが生じるため、熱応力による構造材の疲労破損に注意する必要がある。著者らはこれまで、平板の板厚方向の1次元温度分布によって生じる熱応力を温度ゆらぎの周波数に応じて合理的に評価する周波数応答関数を提案してきた。これに対し、実際のプラントでは、板厚内温度分布に面内の温度分布が加わる多次元温度ゆらぎの発生が指摘されている。本研究では、周波数応答関数による多次元問題の評価を可能とするため、有効拘束係数を導入することによって関数の拡張を行った。

これにより、多次元問題である温度成層界面およびホット/コールドスポットにより誘起される熱応力が、周波数応答関数で取り扱えることを示した。

*) 大洗工学センター 要素技術開発部 構造信頼性研究グループ

***) 常陽産業株式会社

Frequency Response Function of Multi-dimensional Structures to Fluid Temperature Fluctuations

(Research Report)

Naoto KASAHARA* and Hideki TAKASHO

Abstract

Temperature fluctuation from incomplete fluid mixing induces fatigue damages on structures of nuclear components, which should be prevented. For rational analyses of this phenomenon, the authors have developed a frequency response function of thermal stress induced by one-dimensional temperature gradient across wall thickness.

On the other hand, it is pointed out that existence of other stress modes from multi-dimensional structure with complex constraint conditions. This study has extended the frequency response method for adoption to multi-dimensional problems by introducing constraint efficiency factors.

Applicability of this function was validated for multi-dimensional problems such as thermal stratification problems and hot/cold spot ones.

* Structure and Material Research Group, Advanced Technology Division, OEC, JNC

** Joyo Industries Co. Ltd.

目 次

1. 緒 言.....	1
2. 熱応力の周波数応答特性.....	3
2. 1 流体温度に対する熱応力の応答メカニズム.....	3
2. 2 ニ自由度熱容量モデルの周波数応答関数.....	4
3. 一次元連続体モデルの周波数応答関数.....	6
3. 1 有効熱伝達関数.....	6
3. 2 有効熱応力関数.....	7
3. 3 一次元モデルの周波数応答関数と配管応力解析への適用.....	11
4. 多次元連続体モデルの周波数応答関数.....	13
4. 1 多次元問題の応力発生メカニズム.....	13
4. 2 拘束効率係数による周波数応答関数の拡張.....	15
5. 温度成層界面問題への適用.....	20
5. 1 温度成層界面問題の例.....	20
5. 2 FEM 解析.....	24
5. 3 周波数応答関数による解析.....	33
5. 4 温度成層界面問題に対する拘束効率係数の一般化.....	35
6. ホット/コールドスポット問題への適用.....	39
6. 1 ホット/コールドスポット問題の例.....	39
6. 2 FEM 解析.....	43
6. 3 周波数応答関数による解析.....	51
6. 4 ホット/コールドスポット問題に対する拘束効率係数の一般化.....	53
7. 結言.....	59
謝 辞.....	60
参考文献.....	60

表リスト

List of Tables

Table 5.1 Load conditions of the Reactor Vessel of Advanced Loop Reactor.....	21
Table 5.2 Gains of thermal stress of A-S series by F.E. calculation	32
Table 5.3 Constraint efficiency factors by F.E. calculation	34
Table 6.1 Load conditions of the Phenix Secondary Piping System.....	40
Table 6.2 Gains of thermal stress of P-S series by F.E. calculation	49
Table 6.3 Constraint efficiency factors by F.E. calculation	52
Table 6.4 (a) Geometrical parameters and load conditions (a)	54
Table 6.4 (b) Geometrical parameters and load conditions (b)	54
Table 6.4 (c) Geometrical parameters and load conditions (c)	54
Table 6.4 (d) Geometrical parameters and load conditions (d)	54
Table 6.5 (a) Constraint efficiency factors by shell analysis (ML-t series)	55
Table 6.5 (b) Constraint efficiency factors by shell analysis (ML- θ series)	55
Table 6.5 (c) Constraint efficiency factors by shell analysis (BL-t series)	55
Table 6.5 (d) Constraint efficiency factors by shell analysis (BL- θ series)	56

図リスト

List of Figures

Fig.1.1 Thermal striping phenomenon at the mixing area of high and low temperature fluid	2
Fig.1.2 Conventional evaluation procedure of thermal fatigue induced by thermal striping.....	2
Fig.2.1 Fundamental mechanism of structural response to fluid temperature	3
Fig.2.2 Quantitative characteristics of thermal stress to fluid temperature	4
Fig.3.1 Effective heat transfer function derived from a semi-infinite solid	6
Fig.3.2 Gain of the effective heat transfer function	7
Fig.3.3 Kind of constraint conditions.....	8
Fig.3.4 Gain of the effective thermal stress function	10
Fig.3.5 Gain of Frequency response function.....	11
Fig.3.6 Comparison of frequency response function with F.E.analysis	12
Fig.4.1 Multi-Dimensional Problems.....	13
Fig.4.2 Stress generation mechanism of thermal stratification.....	14

Fig.4.3 Stress generation mechanism of Hot spot.....14

Fig.4.4 Frequency dependency of categorized stress.....15

Fig.4.5 Constraint conditions of categorized stress.....16

Fig.4.6 Constraint conditions of categorized stress.....16

Fig.4.7 Constraint conditions of Hot spot.....17

Fig.4.8(a) Gain of effective thermal stress function with Am and Ab factors.....18

Fig.4.8(b) Phase delay of effective thermal stress function with Am and Ab factors.....18

Fig.4.9(a) Gain of frequency response function with Am and Ab parameters.....19

Fig.4.9(b) Phase delay of frequency response function with Am and Ab parameters.....19

Fig.5.1 Geometrical characteristics of the Reactor Vessel of Advanced Loop Reactor....20

Fig.5.2 F.E. analysis model of the Reactor Vessel of Advanced Loop Reactor21

Fig.5.3 Boundary condition of membrane stress (Case A-ML)22

Fig.5.4 Boundary condition of bending stress (Case A-BL)22

Fig.5.5 Boundary condition of sinusoidal temperature fluctuation (Case A-S series)....23

Fig.5.6 Finite element mesh model and coordinate system for output.....25

Fig.5.7 Deformed Shape (A-ML)27

Fig.5.8 Stress distribution on the inner surface (A-ML).....27

Fig.5.9 Stress distribution across wall thickness at the boundary (A-ML)28

Fig.5.10 Stress distribution across wall thickness at the upper (A-ML)28

Fig.5.11 Deformed Shape (A-BL)29

Fig.5.12 Stress distribution on the inner surface (A-BL).....29

Fig.5.13 Stress distribution across wall thickness at the boundary (A-BL).....30

Fig.5.14 Stress distribution across wall thickness at the upper (A-BL)30

Fig.5.15(a) Stress range distribution on the inner surface (A-S series)31

Fig.5.15(b) Stress range distribution on the outer surface (A-S series).....31

Fig.5.16 F.E. calculated gains of thermal stress on the inner surface (A-S series).....32

Fig.5.17 Frequency response diagrams with F.E. calculated gains(A-S series)34

Fig.5.18 Mechanism of thermal load due to thermal stratification35

Fig.5.19 Theoretical constraint efficiency factor36

Fig.5.20 Frequency response function for thermal stratification.....37

Fig.5.21 Gains by frequency response function and FEM38

Fig.6.1 Geometrical characteristics of the Phenix Secondary Piping System.....39

Fig.6.2 F.E. analysis model of the Phenix Secondary Piping System40

Fig.6.3 Boundary condition of membrane stress (Case P-ML)41

Fig.6.4 Boundary condition of bending stress (Case P-BL)41

Fig.6.5 Boundary condition of sinusoidal temperature fluctuation (Case P-S series)42

Fig.6.6 Coordinate system for output.....	44
Fig.6.7 (a) Deformed shape (P-ML).....	45
Fig.6.7 (b) Stress distribution on the inner surface (P-ML).....	45
Fig.6.7 (c) Stress distribution across wall thickness at the center of hot spot (P-ML) ...	46
Fig.6.7 (d) Stress distribution across wall thickness at the boundary of hot spot (P-ML)	46
Fig.6.8 (a) Deformed shape (P-BL)	47
Fig.6.8 (b) Stress distribution on the inner surface (P-BL)	47
Fig.6.8 (c) Stress distribution across wall thickness at the center of hot spot (P-BL)....	48
Fig.6.8 (d) Stress distribution across wall thickness at the boundary of hot spot (P-BL)	48
Fig.6.9 Stress range distribution on the inner surface (P-S series)	49
Fig.6.10 F.E. calculated gains of thermal stress on the inner surface (P-S series).....	50
Fig.6.11 Frequency response diagrams with F.E. calculated gains.....	52
Fig.6.12 Geometrical parameters to determine constraint conditions	53
Fig.6.13 (a) Constraint efficiency diagram for membrane stress (1).....	56
Fig.6.13 (b) Constraint efficiency diagram for membrane stress (2).....	57
Fig.6.13 (c) Constraint efficiency diagram for bending stress (1).....	57
Fig.6.13 (d) Constraint efficiency diagram for bending stress (2).....	58

記号

A: 面積

A_m : 温度の膜成分に対する拘束効率係数

A_b : 温度の曲げ成分に対する拘束効率係数

$Bi = \frac{hL}{\lambda}$: ビオ数

C: 拘束条件と材料定数から決まる応力係数, 等二軸応力場では $C = 1/(1-\nu)$

E: 構造材料のヤング率

D_f : 疲労損傷係数

$G(B, jf^*)$: 流体温度ゆらぎに対する一次元構造物の応力の周波数応答関数

$G(B, jf^*, A_m, A_b)$: 流体温度ゆらぎに対する多次元構造物の応力の周波数応答関数

$H(B, jf^*)$: 有効熱伝達関数

L: 板厚

$N(f)$: 周波数 f に対応する運転時間中の繰り返し数

$N_f(\epsilon_t)$: ひずみ範囲 ϵ_t に対する材料の許容繰り返し数

Q: 流量

$S(jf^*)$: 一次元構造物の有効熱応力関数

$S(jf^*, A_m, A_b)$: 多次元構造物の有効熱応力関数

T_f : 流体温度

T_{s0} : 構造表面温度

T_{s1} : 構造平均温度

V: 体積

a: 構造材料の温度拡散係数

c: 比熱

f: 周波数

$f^* = \frac{fL^2}{a}$: 無次元周波数

h: 熱伝達係数

j: 虚数

t: 時間

x: 構造表面からの深さ

ΔT_s : 構造表面温度範囲

ΔT_m : 構造表面温度範囲の膜成分

ΔT_b : 構造表面温度範囲の曲げ成分

ΔT_p : 構造表面温度範囲のピーク成分

α : 構造材料の熱膨張係数

ε_t : ひずみ範囲

λ : 構造材料の熱伝導率

ν : 構造材料のポアソン比

σ : 構造表面の応力

ρ : 密度

τ : 時定数

ω : 角周波数

(s): ラプラス変換

1. 結 言

原子力プラントの機器、配管において温度が異なる冷却材が合流する領域では、流体混合による不規則な温度ゆらぎが生じるため、繰り返し熱応力による構造材の高サイクル疲労破損に注意する必要がある(Fig.1.1 参照)。この現象はサーマルストライピング (Thermal Striping) と称され、主として板表面近傍に生じる熱ピーク応力の不規則変動に対する高サイクル疲労強度の観点から研究がなされてきた[1]。

このため、従来構造健全性の評価には、Fig.1.2 に示すように流体温度時刻歴をレインフロー法等の波形分解法により、温度振幅とその繰り返し回数に分離し、得られた温度振幅に熱膨張係数やヤング率等の材料定数を掛けることによって熱応力振幅を保守的に評価し、これと繰り返し数を材料の疲労曲線と比較することによって疲労強度が行われてきた。

一方、フランスの高速原型炉「フェニックス」の2次主冷却系配管で発生した流体温度ゆらぎによる熱疲労き裂発生事象を対象とした国際ベンチマーク解析が1996年から1998年にかけてIAEAで実施され、流体温度ゆらぎが構造物中に伝わり応力振幅に変換されるまでには種々の減衰要因があり、それが疲労強度評価結果に大きな影響を及ぼすことが明らかにされた[2][3]。

温度振幅の減衰は流体・構造の複合現象の中で生じることから、減衰のメカニズムは必ずしも明確にされておらず、減衰後の構造の温度およびそれによる応力を評価する汎用的手法も存在しない。従ってこれらの評価には対象構造毎のモックアップ実験が必要不可欠であり、試験を実施したとしても制限のある試験条件から実機荷重を推定する際の不確定性を補うため、比較的大きな安全裕度を見込む必要があった。

こうしたモックアップ実験を廃し、荷重の不確定性を排除することが出来れば、原子力プラントの経済性向上へ大きく貢献することから、筆者らは流体温度ゆらぎが構造に伝わるまでの減衰を考慮した、解析による設計法の開発を進めている。

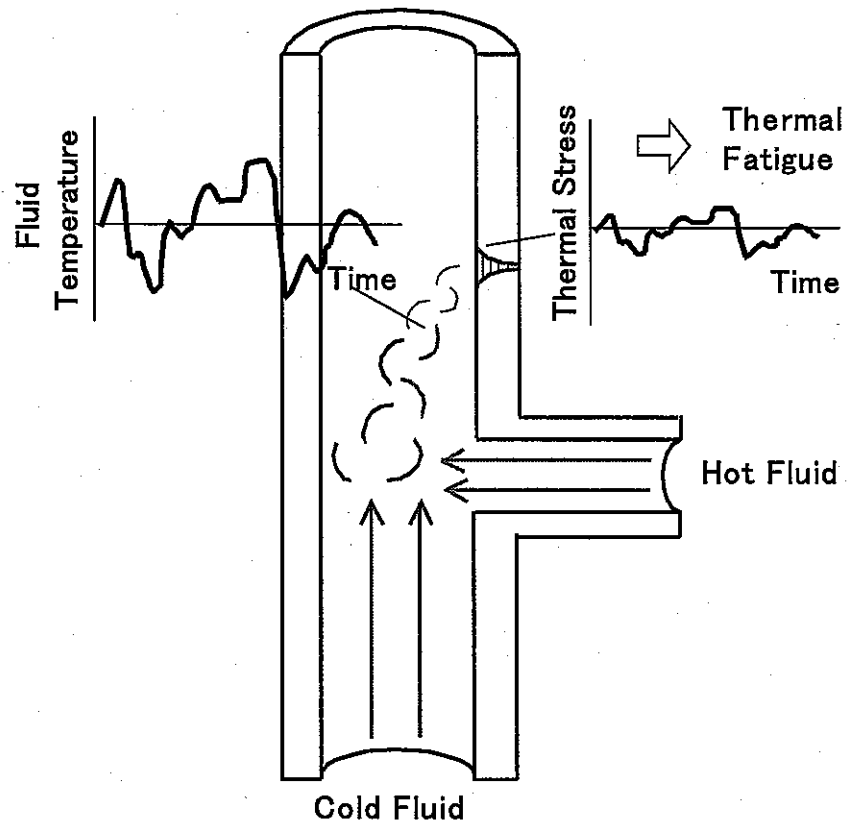


Fig.1.1 Thermal stripping phenomenon at the mixing area of high and low temperature fluid

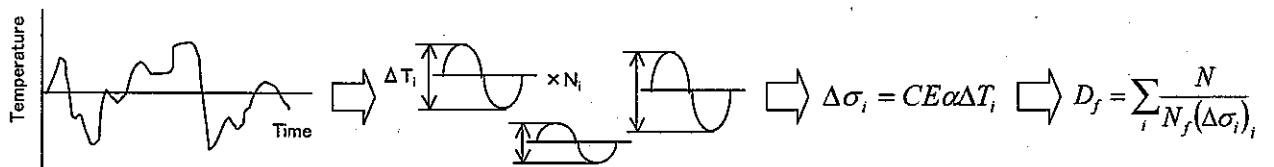


Fig.1.2 Conventional evaluation procedure of thermal fatigue induced by thermal stripping

2. 熱応力の周波数応答特性

2. 1 流体温度に対する熱応力の応答メカニズム

流体温度ゆらぎが構造に伝わり応力に変換されるまでのメカニズムを、温度ゆらぎに周波数に着目して考察する。Fig.2.1 に示すように流体温度が熱伝達係数 h を介して構造表面に伝わり熱応力に変換される問題を考える。流体温度振幅は表面温度に到達するまでに有限の熱伝達係数を有することから減衰する。ここでもし流体温度振幅の周波数が非常に早ければ構造が追従できないため、発生する熱応力も小さくなる。次に、構造表面に伝わった温度は熱伝導により更に減衰しながら板厚内部に伝わる。この結果板表面温度と板厚平均温度との間に差が生じ、これに比例して板表面に熱応力が発生する。ここでもし、温度ゆらぎの周波数が非常に遅かったとすると板厚内熱伝導によって結果板表面温度と板厚平均温度が均一になるため、熱応力は減衰する。以上の2種類の減衰メカニズムによって、流体温度ゆらぎによって生じる熱応力は、Fig.2.2 に示すようにゆらぎの周波数が高くては低くても現象し、最大熱応力を発生する特定の周波数が存在することが分かる。

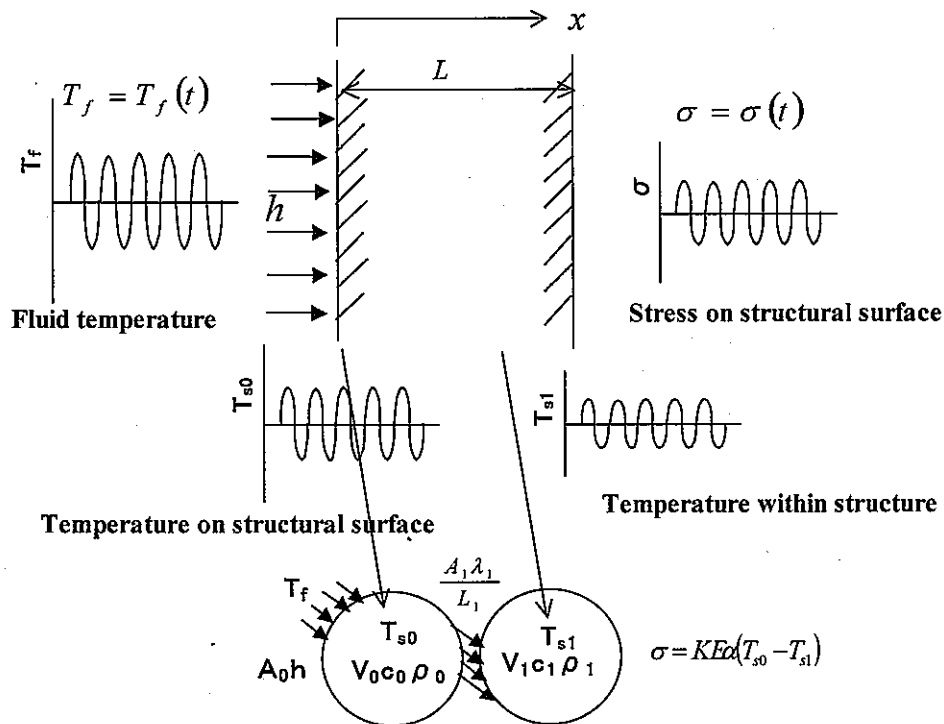


Fig.2.1 Fundamental mechanism of structural response to fluid temperature

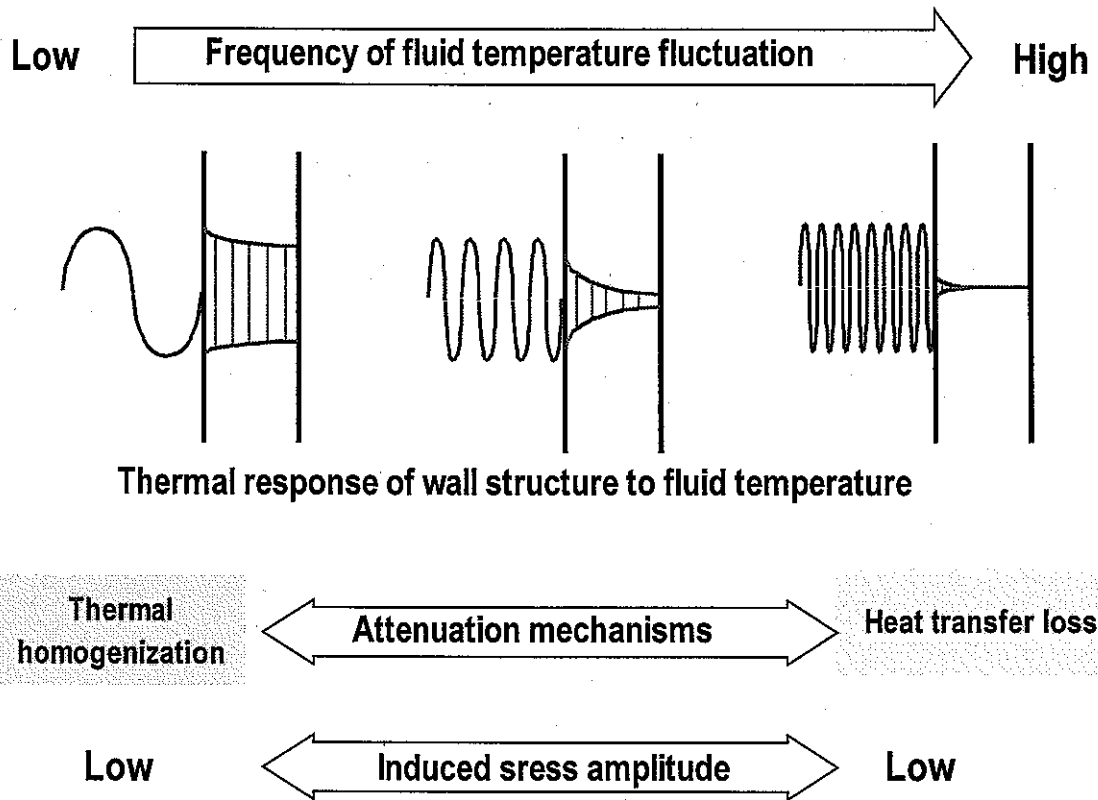


Fig.2.2 Quantitative characteristics of thermal stress to fluid temperature

2. 2 二自由度熱容量モデルの周波数応答関数

上記の周波数特性を定量的に扱う方法を考える。Fig.2.1 の平板の基本的な熱的特性は、流体と熱伝達係数 h を介して接する熱容量体0(構造表面に相当)と熱容量体0と熱伝導によって結合された熱容量体1(板内部に相当)とからなる2自由度熱容量モデルで近似することができる。熱伝達境界を持つ2自由度熱容量系の非定常熱伝導方程式は次式で表せる。

$$\begin{bmatrix} V_0 c_0 \rho_0 & 0 \\ 0 & V_1 c_1 \rho_1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{T}_{s0} \\ \dot{T}_{s1} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} A_0 h + A_1 \lambda_1 & -\frac{A_1 \lambda_1}{L_1} \\ -\frac{A_1 \lambda_1}{L_1} & \frac{A_1 \lambda_1}{L_1} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_0 \\ T_1 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_0 h & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_f \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (2.1)$$

また、熱容量体0が板表面を表し、熱容量体1の温度が板厚平均温度を表すとすると、板表面の熱応力は次式で計算できる。

$$\sigma = CE\alpha(T_{s0} - T_{s1}) \quad (2.2)$$

式(2.1)(2.2)をラプラス変換して、流体温度に対する構造表面応力の応答関数 $G(s)$ を導くと、以下のように流体温度に対する構造表面温度の応答を表す有効熱伝達関数 $H(s)$ と構造表面温度に対する構造表面の応力応答を表す有効熱応力関数 $S(s)$ の積として表されることが分かる。

$$G(s) = \frac{1}{CE\alpha} \frac{\sigma(s)}{T_f(s)} \quad (2.3)$$

$$G(s) = H(s)S(s) \quad (2.4)$$

$$H(s) = \frac{T_{s0}(s)}{T_f(s)} = \frac{1}{1 + \tau_f s}, \quad \tau_f = \frac{V_0 c_0 \rho_0}{A_0 h} \quad (2.5)$$

$$S(s) = \frac{1}{CE\alpha} \frac{\sigma(s)}{T_{s0}(s)} = 1 - \frac{1}{1 + \tau_s s}, \quad \tau_s = \frac{V_1 c_1 \rho_1 L_1}{A_1 \lambda_1} \quad (2.6)$$

式(2.4)(2.5)(2.6)から構造表面応力の周波数応答関数のゲインを求めると

$$|G(j\omega)| = \frac{1}{\sqrt{1 + \omega^2 \tau_f^2}} \cdot \frac{\omega \tau_s}{\sqrt{1 + \omega^2 \tau_s^2}} \quad (2.7)$$

となり、

$\omega \rightarrow 0$, $|G(j\omega)| \rightarrow 0$ および, $\omega \rightarrow \infty$, $|G(j\omega)| \rightarrow 0$ から低周波と高周波の両方でゲインが小さくなることを定量的に説明できることが分かる。

3. 一次元連続体モデルの周波数応答関数

3.1 有効熱伝達関数

実構造へ適用するため、2自由度モデルを1次元連続体へ拡張する。連続体表面への有効熱伝達関数 H は厳密には板厚および背面の熱的境界条件の影響を受けるが、これを考慮すると複雑となる。このため、熱応力が問題となる厚肉構造では背面の影響が小さいことを考慮し、Fig.3.1のように半無限固体の応答関数で板表面温度を近似すると、有効熱伝達関数のゲインと位相は以下のようになる[3]。ここで、関数の分母と分子に板厚 L を掛け合わせることで、熱伝達係数の影響をビオ数で表した。さらに無次元周波数を導入することによって実機への適用を考慮した汎用的な記述を行った。

$$|H(j\omega)| = \frac{\frac{h}{\lambda}}{\sqrt{\left(\frac{h}{\lambda} + \sqrt{\frac{\omega}{2a}}\right)^2 + \left(\sqrt{\frac{\omega}{2a}}\right)^2}} = \frac{L \frac{h}{\lambda}}{\sqrt{\left(L \frac{h}{\lambda} + \sqrt{L^2 \frac{\omega}{2a}}\right)^2 + \left(\sqrt{L^2 \frac{\omega}{2a}}\right)^2}} = \frac{B_i}{\sqrt{(B_i + \sqrt{\pi f^*})^2 + \pi f^*}} \quad (3.1)$$

$$\angle H(j\omega) = -\tan^{-1} \frac{\sqrt{\frac{\omega}{2a}}}{\frac{h}{\lambda} + \sqrt{\frac{\omega}{2a}}} = -\tan^{-1} \frac{\sqrt{L^2 \frac{\omega}{2a}}}{L \frac{h}{\lambda} + \sqrt{L^2 \frac{\omega}{2a}}} = -\tan^{-1} \frac{\sqrt{\pi f^*}}{B_i + \sqrt{\pi f^*}} \quad (3.2)$$

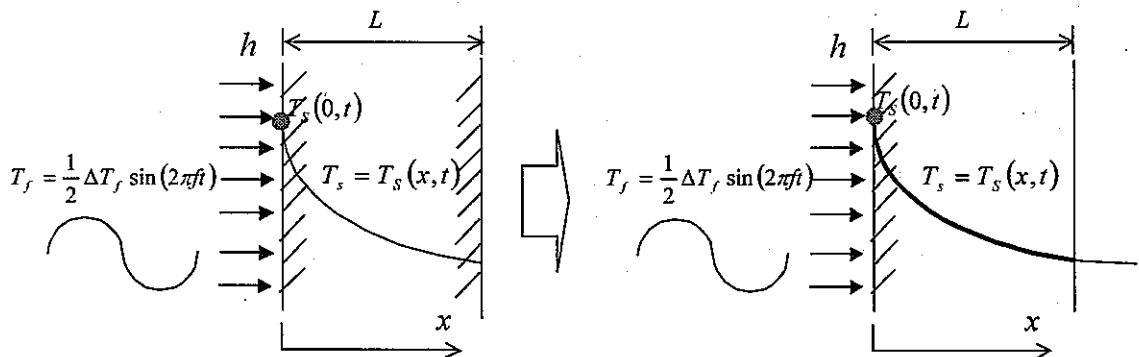


Fig.3.1 Effective heat transfer function derived from a semi-infinite solid

式(3.1)より有効熱伝達関数のゲインを、無次元周波数とビオ数をパラメータとして計算すると、Fig.3.2のようになる。無次元周波数が増加すると、ゲインは次第にゼロに近づく。逆に周波数が小さくなるとゲインは1に漸近する。またビオ数が大きいほどゲインは増加する。

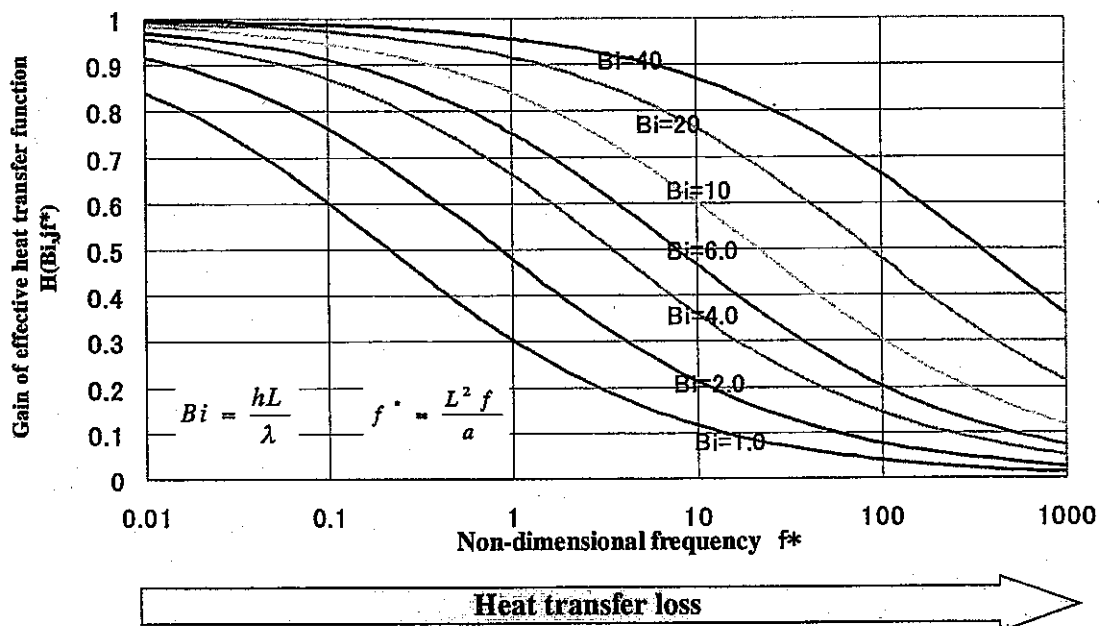


Fig.3.2 Gain of the effective heat transfer function

3. 2 有効熱応力関数

構造表面の温度分布が同じであっても発生する熱応力は構造内部の温度分布と拘束条件に依存する。構造表面温度範囲 ΔT_s は下図に示すように、構造表面温度範囲の膜成分 ΔT_m 、構造表面温度範囲の曲げ成分 ΔT_b および構造表面温度範囲のピーク成分 ΔT_p に分類することが可能である。これらは、構造の拘束条件である、(a)ピーク応力拘束、(b)曲+ピーク応力拘束、(c) 膜+曲+ピーク応力拘束、に応じて熱応力に変換される。

従って、有効熱応力関数は、(a)ピーク応力拘束、(b)曲+ピーク応力拘束、(c) 曲+ピーク応力拘束の各条件に対して、以下のように個別の関数を与えることができる。

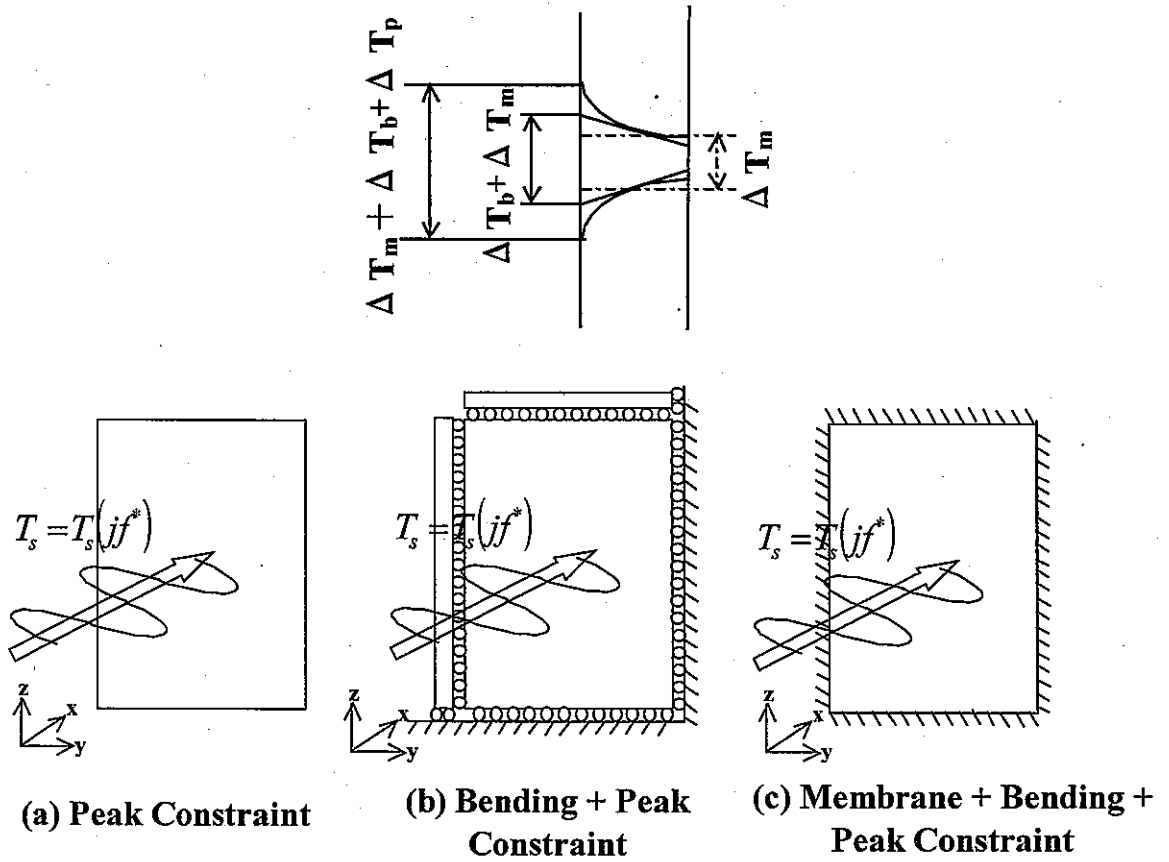


Fig.3.3 Kind of constraint conditions

$$S(jf^*) = \begin{cases} \text{(a)} & -(B+jC) + (B_m + jC_m) + (B_b + jC_b) \\ \text{(b)} & -(B+jC) + (B_m + jC_m) \\ \text{(c)} & -(B+jC) \end{cases} \quad (3.3)$$

ここで、 B, C, B_m, C_m, B_b, C_b は文献[5]を参考に以下のように求めることができる。

$$B = \frac{PR + QS}{R^2 + S^2}, \quad C = \frac{QR - PS}{R^2 + S^2}$$

$$P = R = \cos \sqrt{\pi f^*} \cosh \sqrt{\pi f^*}, \quad Q = S = \sin \sqrt{\pi f^*} \sinh \sqrt{\pi f^*}$$

$$B_m = \frac{1}{2\sqrt{\pi f^*}} \left[\frac{\sin \sqrt{\pi f^*} \cos \sqrt{\pi f^*} + \sinh \sqrt{\pi f^*} \cosh \sqrt{\pi f^*}}{\cos^2 \sqrt{\pi f^*} \cosh^2 \sqrt{\pi f^*} + \sin^2 \sqrt{\pi f^*} \sinh^2 \sqrt{\pi f^*}} \right]$$

$$C_m = \frac{1}{2\sqrt{\pi f^*}} \left[\frac{\sin \sqrt{\pi f^*} \cos \sqrt{\pi f^*} - \sinh \sqrt{\pi f^*} \cosh \sqrt{\pi f^*}}{\cos^2 \sqrt{\pi f^*} \cosh^2 \sqrt{\pi f^*} + \sin^2 \sqrt{\pi f^*} \sinh^2 \sqrt{\pi f^*}} \right]$$

$$B_b = \frac{3}{2\sqrt{\pi f^*}} \left[\frac{\sinh \sqrt{\pi f^*} \cosh \sqrt{\pi f^*} + \sin \sqrt{\pi f^*} \cos \sqrt{\pi f^*} - \frac{2 \sinh \sqrt{\pi f^*} \sin \sqrt{\pi f^*}}{\sqrt{\pi f^*}}}{\cos^2 \sqrt{\pi f^*} \cosh^2 \sqrt{\pi f^*} + \sin^2 \sqrt{\pi f^*} \sinh^2 \sqrt{\pi f^*}} \right]$$

$$C_b = \frac{3}{2\sqrt{\pi f^*}} \left[\frac{-\sinh \sqrt{\pi f^*} \cosh \sqrt{\pi f^*} + \sin \sqrt{\pi f^*} \cos \sqrt{\pi f^*} + \frac{2}{\sqrt{\pi f^*}} (\cos^2 \sqrt{\pi f^*} \cosh^2 \sqrt{\pi f^*} + \sin^2 \sqrt{\pi f^*} \sinh^2 \sqrt{\pi f^*} - \cosh \sqrt{\pi f^*} \cos \sqrt{\pi f^*})}{\cos^2 \sqrt{\pi f^*} \cosh^2 \sqrt{\pi f^*} + \sin^2 \sqrt{\pi f^*} \sinh^2 \sqrt{\pi f^*}} \right]$$

式(3.3)より有効熱応力関数のゲインを、無次元周波数と拘束条件をパラメータとして計算すると、Fig.3.4 のようになる。膜と曲げ応力を拘束した条件ではゲインは常に1である。それ以外の条件では無次元周波数が増加すると、ゲインは1に近づく。逆に周波数が小さくなるとゲインは次第にゼロに漸近する。

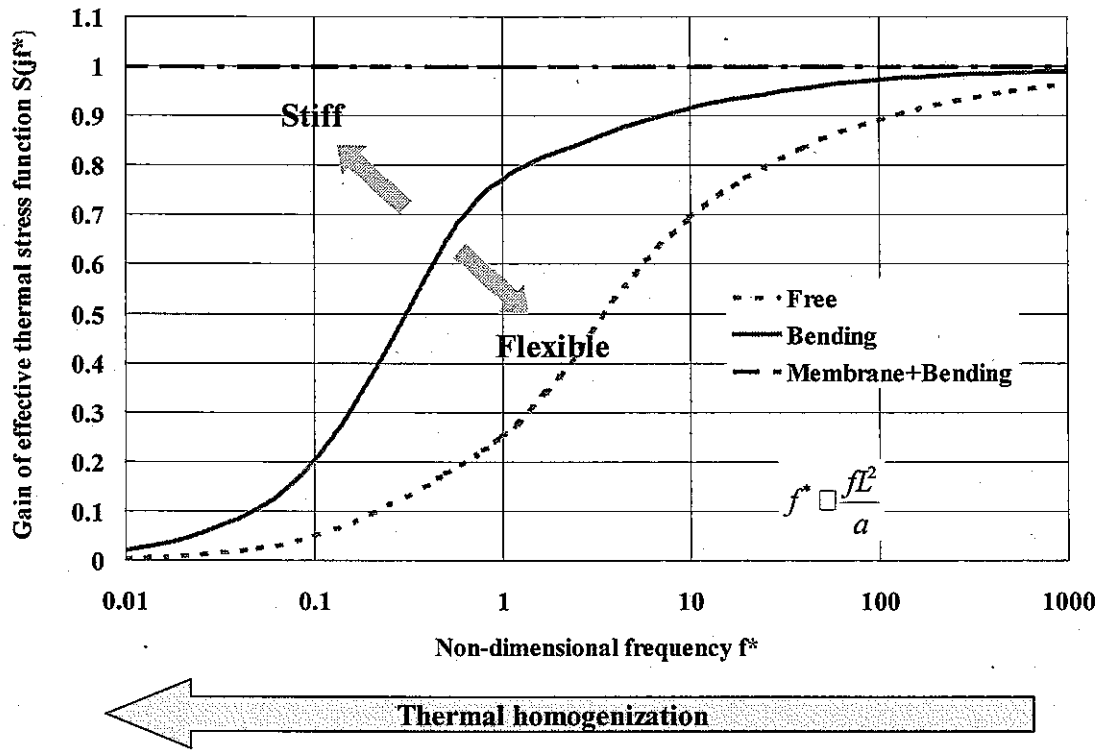


Fig.3.4 Gain of the effective thermal stress function

3. 3 一次元モデルの周波数応答関数と配管応力解析への適用

前節までに求まった有効熱伝達関数と有効熱応力関数の積により、一次元モデルの周波数応答関数が求まる。周波数応答関数のゲインをビオ数、無次元周波数および拘束条件をパラメータとして線図化すると下図のようになる。プラントで一般的な円筒構造物中の板厚内温度分布は曲げ+ピーク拘束を受けるため、下図中段の線図が適用される。

$$G(Bi, jf^*) = H(Bi, jf^*) S(jf^*) \tag{3.4}$$

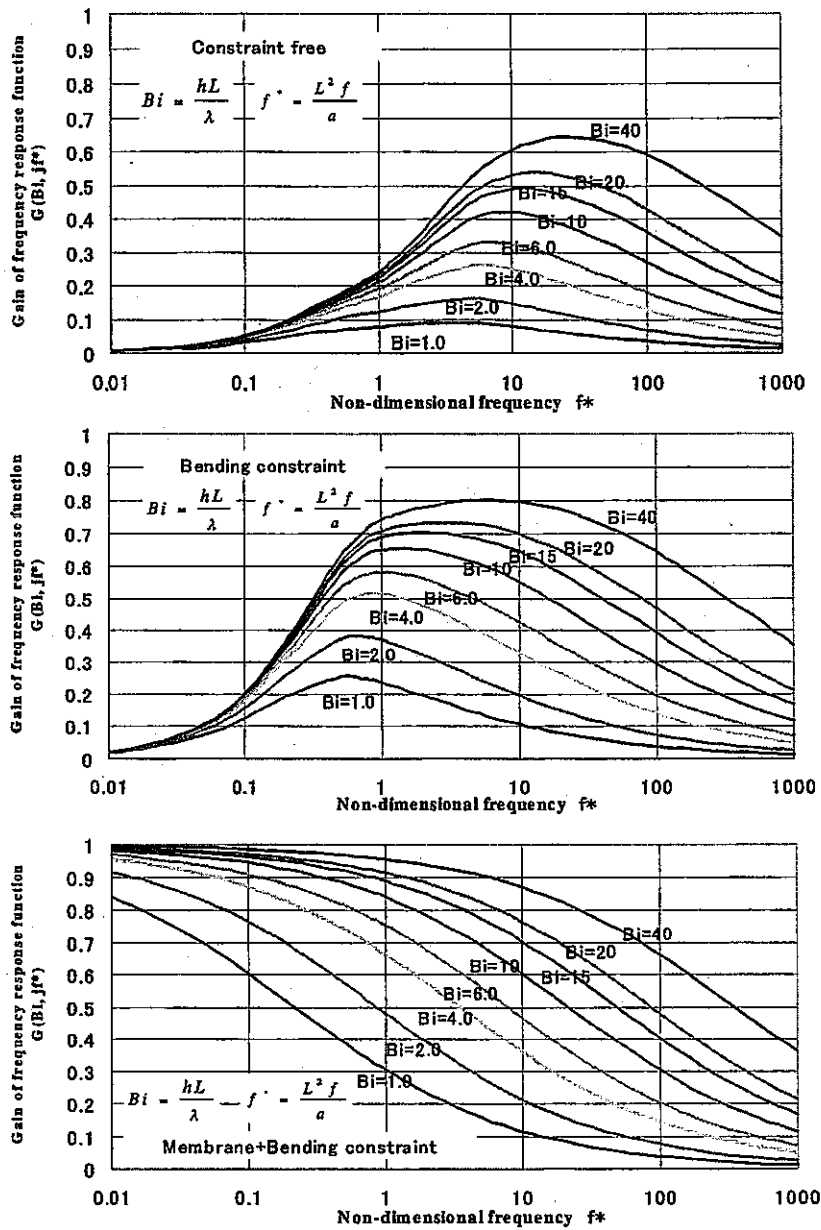


Fig.3.5 Gain of Frequency response function

次に、内径 494mm、板厚 7mm の304SS 鋼製の原子力配管を対象として、FEMと周波数応答関数により熱応力を評価して、両者を比較した。熱伝達係数はビオ数が 1.0、6.0、40 となるように決めた。周波数応答関数は曲げ拘束条件のものを使用した。

結果をFig.3.6に示す。ビオ数が1.0の場合を除いて、極めて良い一致を示していることが分かる。ビオ数が1.0の場合は、背面の影響が無視し得ないことから、有効熱伝達関数を導いた際の半無限固体による近似の誤差が表れたものと思われる。しかしビオ数が低い場合は、一般に発生応力が小さく実用上評価対象とならないことから、本周波数応答関数は実用域で十分な評価精度を有していることが分かる。

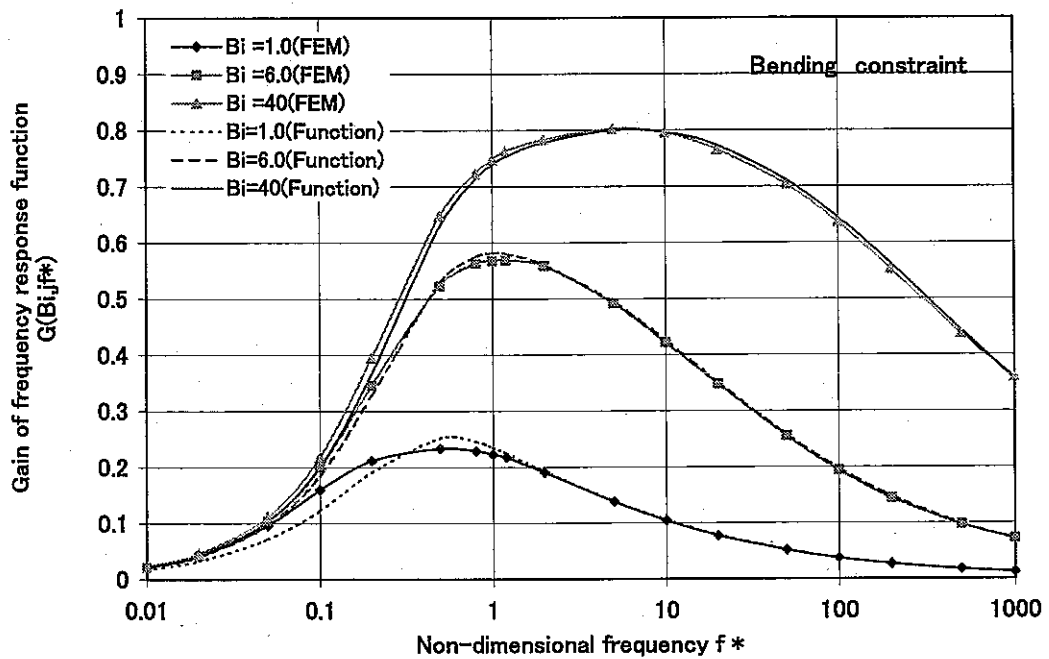


Fig.3.6 Comparison of frequency response function with F.E.analysis

4. 多次元連続体モデルの周波数応答関数

4. 1 多次元問題の応力発生メカニズム

従来サーマルストライピングによる応力は板厚内温度勾配によるピーク熱応力が支配的と考えられており、一元モデルによる評価が可能とであった。これに対し、近年下図に示すホット/コールドスポットや温度成層界面のように、板厚内と面内の両者の温度分布による熱応力が原因と考えられる破損事例が報告されるようになった。こうしたニーズに応えるため、周波数応答関数を多次元問題へ拡張する。

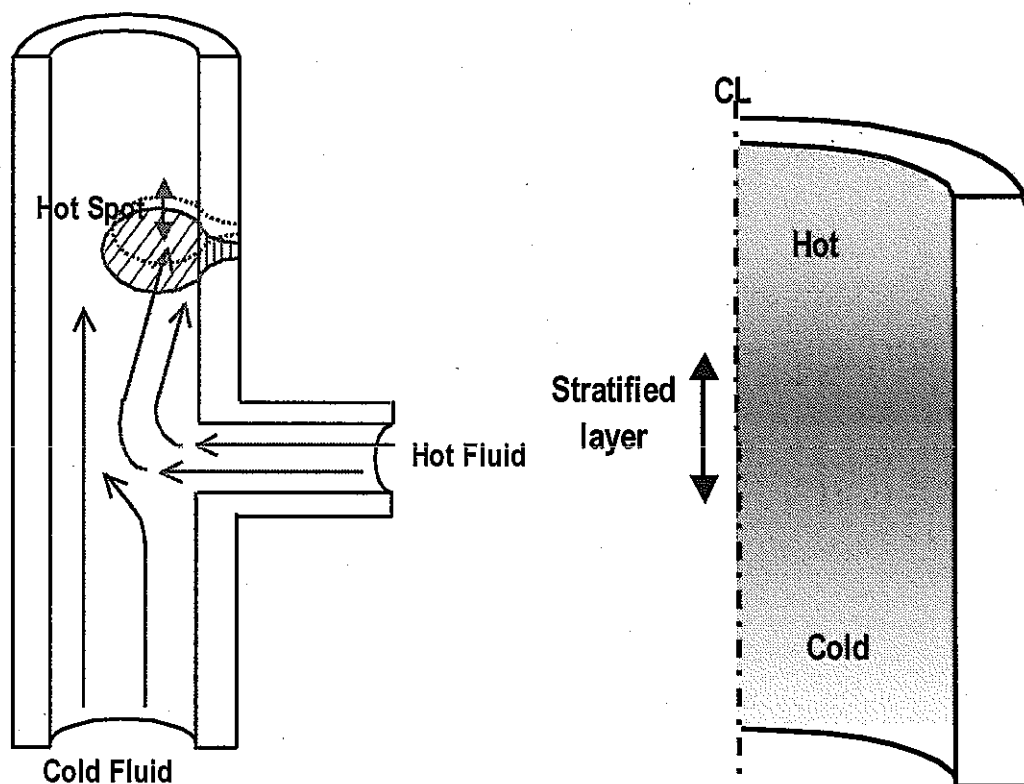


Fig.4.1 Multi-Dimensional Problems

成層界面の応力発生機構を具体的に考えてみる。下図のように温度成層界面近傍の流体温度がゆらぐと板厚内に温度分布が生じる。構造表面温度範囲 ΔT_s の中の曲げ成分 ΔT_b とピーク成分 ΔT_p は板厚内の拘束によって熱応力に変換される。一方、膜成分 ΔT_m は一次元問題では応力に寄与しないが、これが成層界面を挟んで面内方向に分布した場合拘束を受けて一部が応力に変換される。最終的に生じる応力は、曲げ成分 ΔT_b とピーク成分 ΔT_p は板厚内の拘束による応力と、膜成分 ΔT_m (と一部の曲げ成分 ΔT_b) の面内分布によって生じる応力の合計値となる。

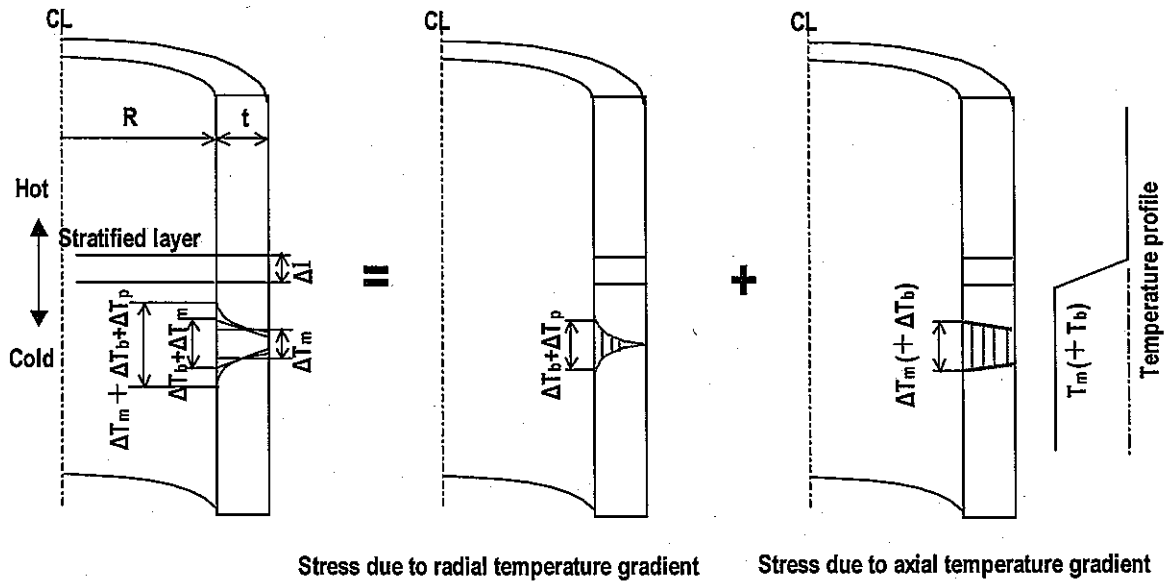


Fig.4.2 Stress generation mechanism of thermal stratification

ホットスポットの場合も同様に、下図のように板厚内の局所的な温度分布による応力と、スポットと周辺部との間の温度の膜成分 ΔT_m （と一部の曲げ成分 ΔT_b ）の面内温度分布による応力の和によって熱応力が生じる。

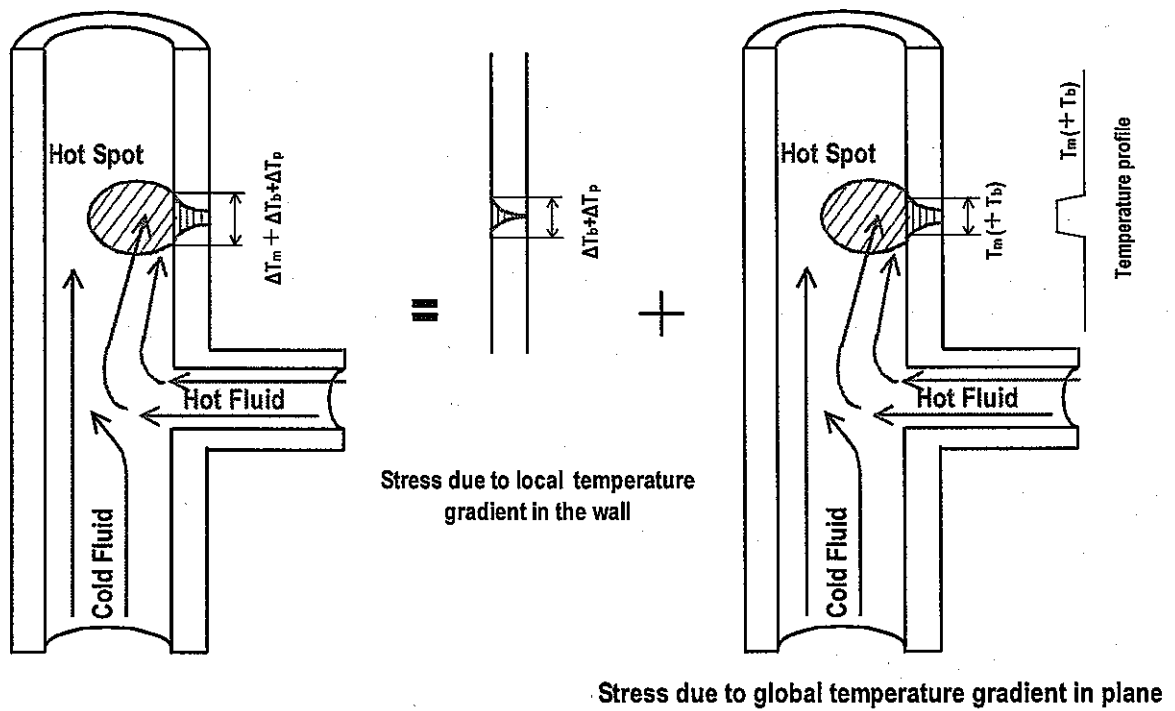


Fig.4.3 Stress generation mechanism of Hot spot

4. 2 拘束効率係数による周波数応答関数の拡張

実際の多次元問題は、温度の膜、曲げおよびピーク成分のすべては生じ、その発生割合は有効熱応力関数によって評価することができ、下図のように周波数に応じて変化する。ことから、形状が同じであっても混合拘束条件は周波数に依存する。

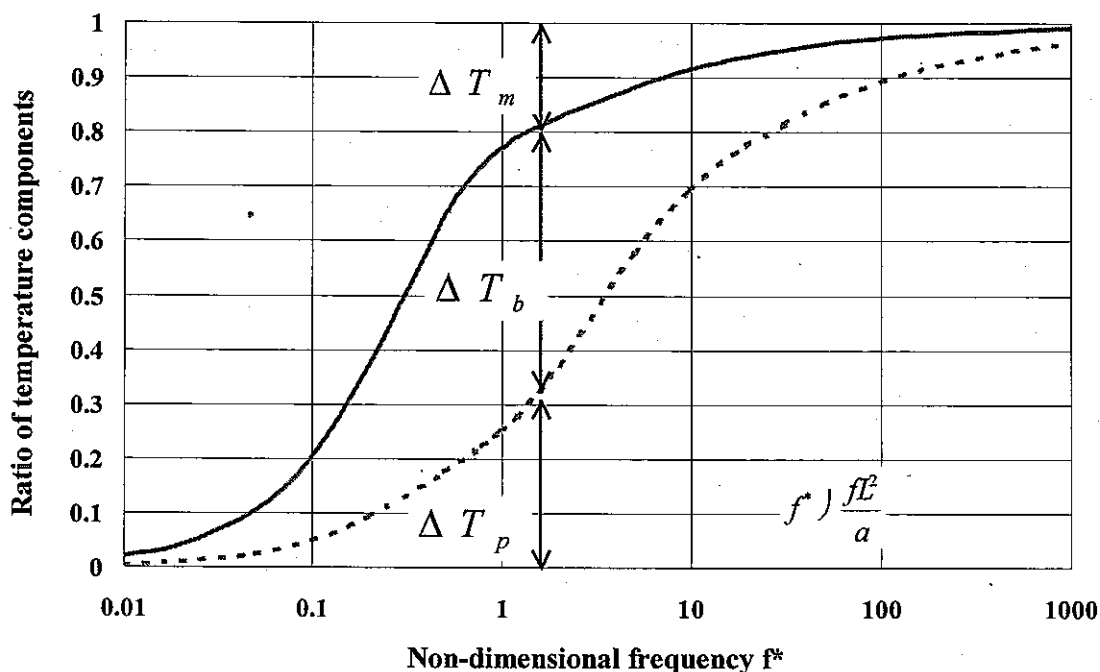


Fig.4.4 Frequency dependency of categorized stress

流体温度ゆらぎによって生じる板厚内の温度分布は Fig.4.5 に示すように膜、曲げ、およびピーク成分に分類し、その拘束条件を考える。ピーク成分は板厚内断面を保つために常に拘束され、その 100%が熱ピーク応力に変換されるのに対し、温度の膜成分と曲げ成分は Fig.4.6 に示す傾向で構造物の剛性に応じた一定の割合で応力に変換される。例えば、Fig.4.7 に示すホットスポットの温度の曲成分と膜成分は面外変形を生じさせようとするが、構造特有の拘束条件により一定の割合で応力へ変換される。板厚の増加と共に拘束力と応力への変換割合は増大すると考えられる。

これを定量的に扱うため、温度の膜成分が応力に変換される割合を意味する拘束効率係数 A_m と同じく曲げ成分に対する拘束効率係数 A_b を導入する。それぞれの係数の定義を以下に示す。

$$A_m = \Delta\sigma(\Delta T_m) / KE\alpha\Delta T_m, A_b = \Delta\sigma(\Delta T_b) / KE\alpha(\Delta T_b / 2) \tag{4.1}$$

但し、 $\Delta\sigma(\Delta T)$ は ΔT によって実際に生じる応力範囲である。

ここで、Fig.4.5 および Fig.4.6 のようにホットスポットや成層界面の境界が遷移領域を越えて大きく移動する場合には、応力範囲は境界移動に伴う符号の反転を考慮して評価する必要がある。実際の多次元問題は、温度の膜、曲げおよびピーク成分がそれぞれの割合で拘束される混合拘束条件問題としての定式化される。

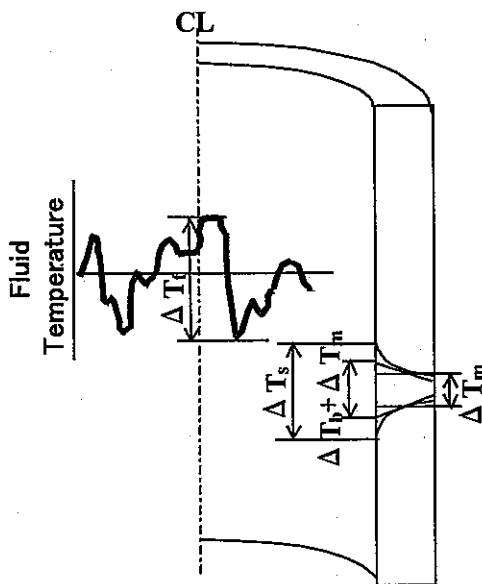


Fig.4.5 Constraint conditions of categorized stress

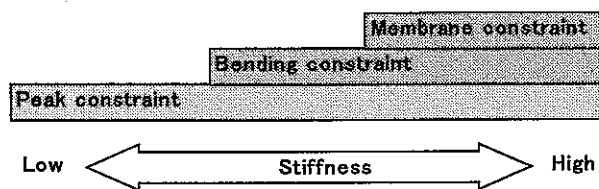


Fig.4.6 Constraint conditions of categorized stress

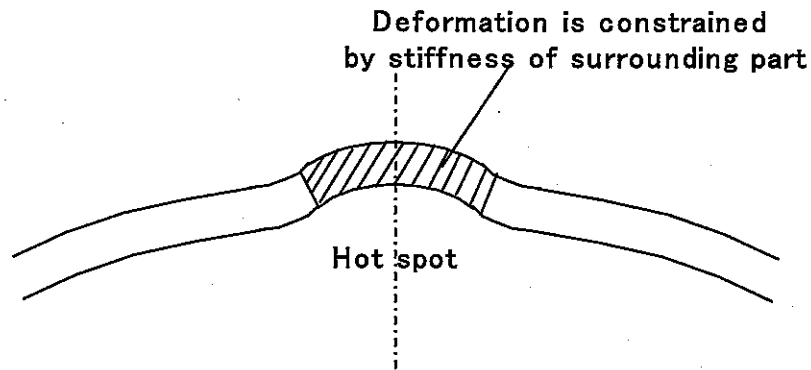


Fig.4.7 Constraint conditions of Hot spot

周波数に応じた温度の膜、曲げおよびピーク成分の発生割合は、式(3.3)で考慮されることから、各成分を拘束効率係数を考慮して線形加算することによって、混合拘束条件に対する周波数依存の有効熱応力関数を次式から決定することができる[3]。拘束効率係数を導入することにより周波数応答関数は以下のように拡張される。

$$S(jf^*, A_m, A_b) = -(B + jC) + (1 - A_m)(B_m + jC_m) + (1 - A_b)(B_b + jC_b) \quad (4.2)$$

$$G(B_i, jf^*, A_m, A_b) = H(B_i, jf^*) S(jf^*, A_m, A_b) \quad (4.3)$$

式(4.2)および式(4.3)から計算される、有効熱応力関数および周波数応答関数の線図を以下の図に示す。発生応力は特に低周波側で膜成分に対する拘束係数 A_m に敏感であることが分かる。

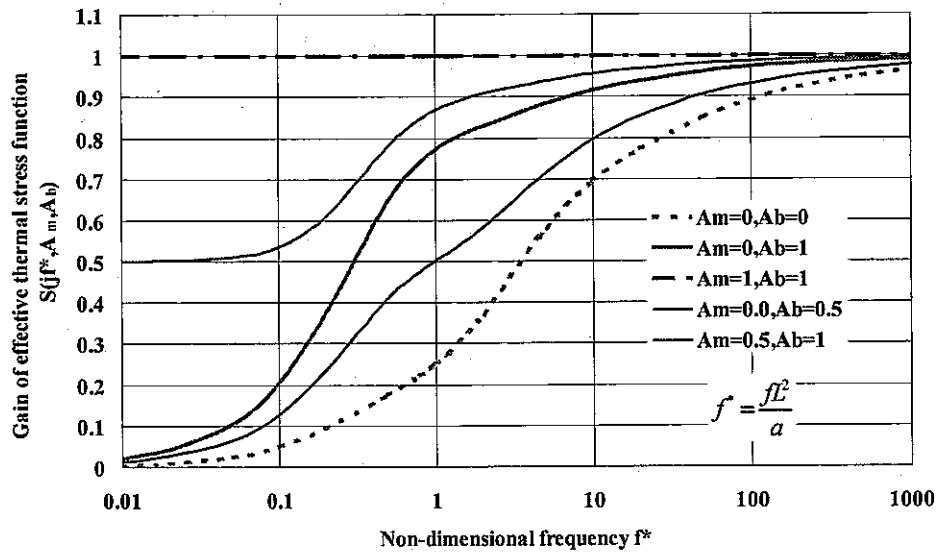


Fig.4.8(a) Gain of effective thermal stress function with A_m and A_b factors

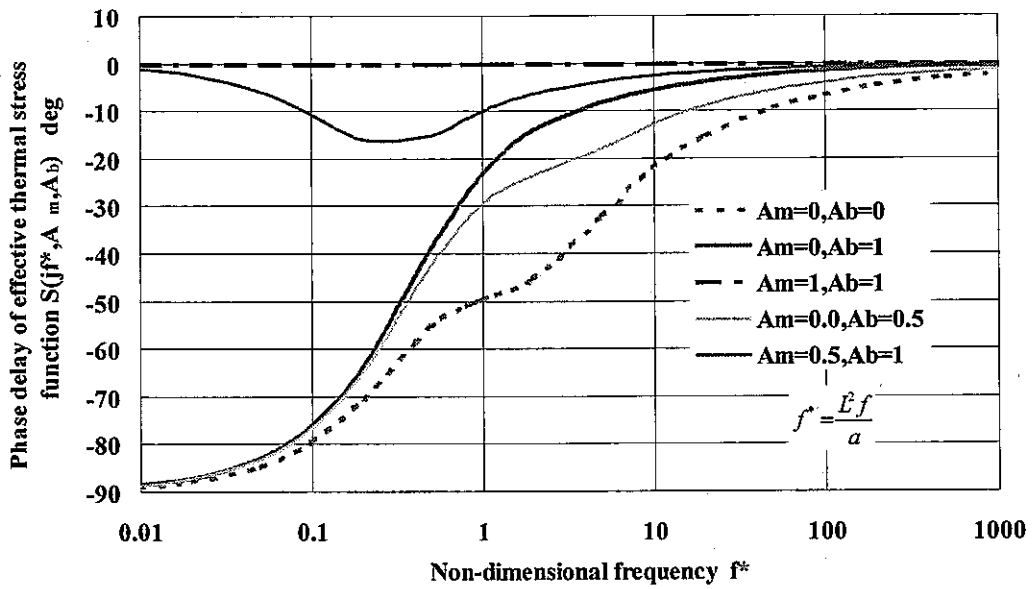


Fig.4.8(b) Phase delay of effective thermal stress function with A_m and A_b factors

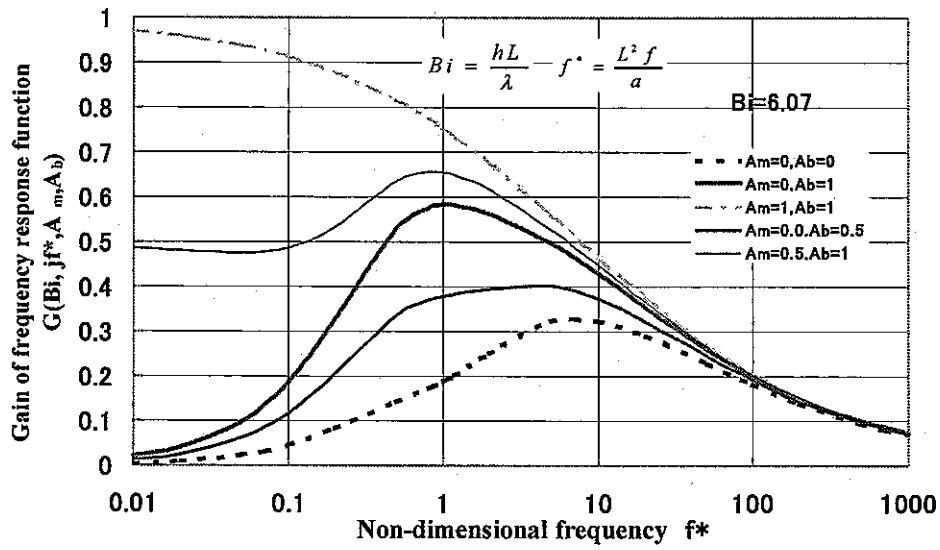


Fig.4.9(a) Gain of frequency response function with A_m and A_b parameters

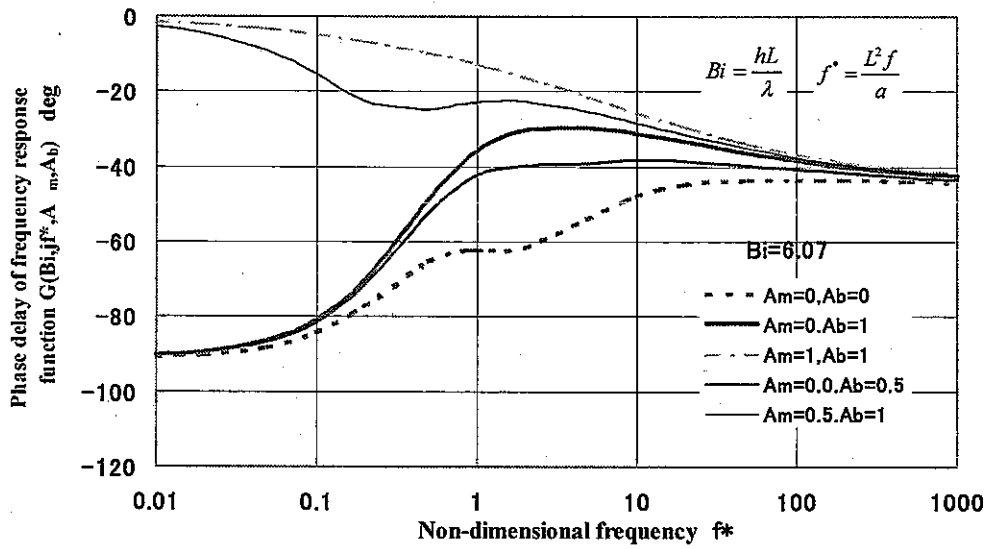


Fig.4.9(b) Phase delay of frequency response function with A_m and A_b parameters

5. 温度成層界面問題への適用

5. 1 温度成層界面問題の例

原子炉容器内の上部プレナム内に発生する温度成層界面問題を考える。例として扱う原子炉容器の全体図を Fig.5.1 に、また解析用のモデル形状を Fig.5.2 に示す。

温度成層界面ゆらぎを模擬した熱荷重のケースを Table5.1 に示す。各ケースの温度入力条件をそれぞれ Fig.5.3～Fig.5.5 に示す。

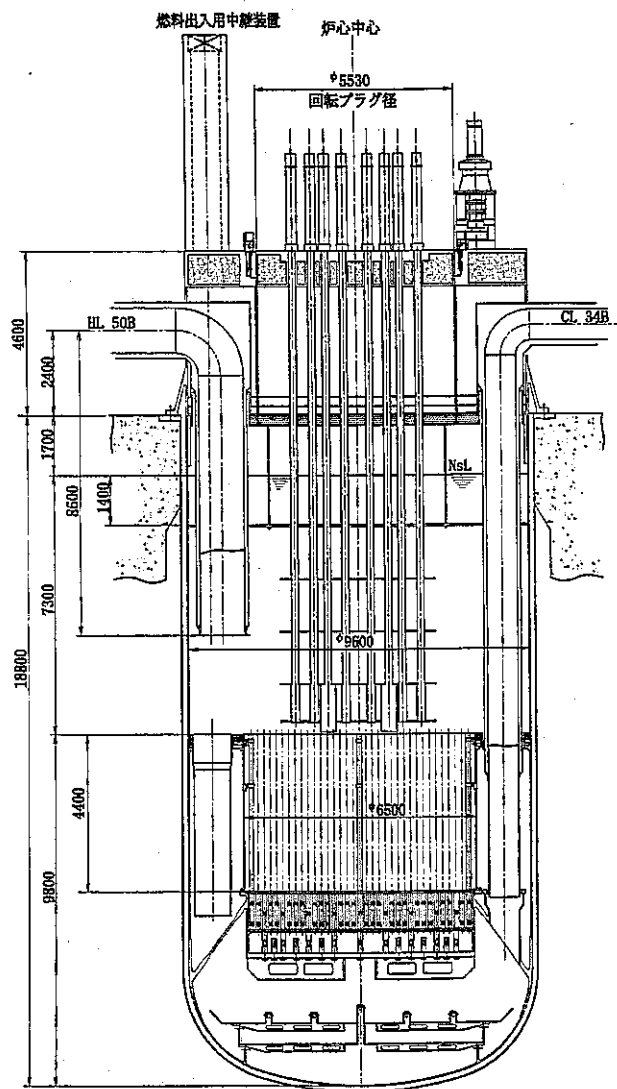


Fig.5.1 Geometrical characteristics of the Reactor Vessel of Advanced Loop Reactor

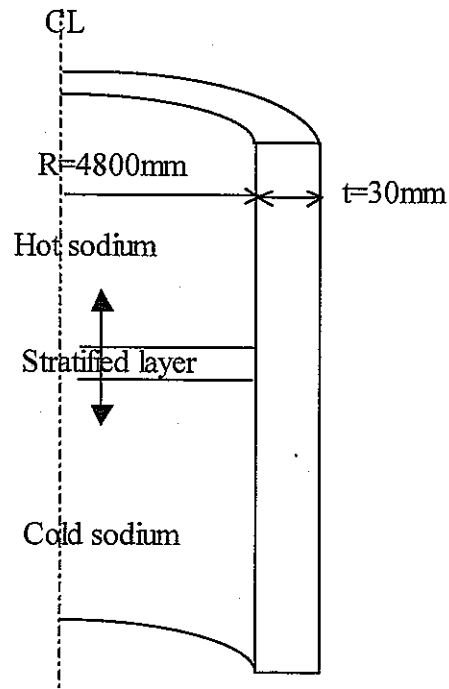


Fig.5.2 F.E. analysis model of the Reactor Vessel of Advanced Loop Reactor

Table 5.1 Load conditions of the Reactor Vessel of Advanced Loop Reactor

Cases	Loading	Remark
A-ML	Membrane Stress with Linear Change	Fig.5.3
A-BL	Bending Stress with Linear Change	Fig.5.4
A-S0.0005	Sinusoidal Temperature Fluctuation(0.0005Hz)	Fig.5.5
A-S0.005	Sinusoidal Temperature Fluctuation(0.005Hz)	Fig.5.5
A-S0.05	Sinusoidal Temperature Fluctuation(0.05Hz)	Fig.5.5

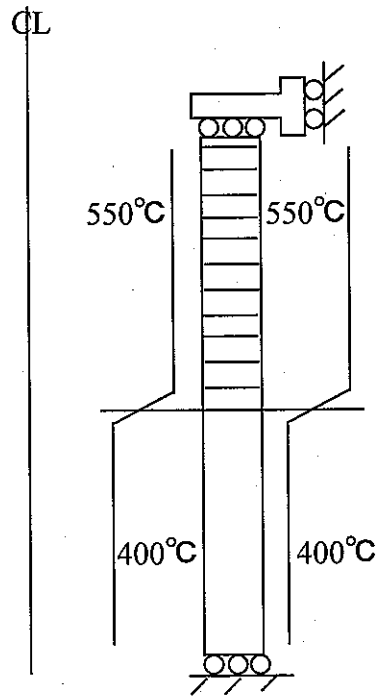


Fig.5.3 Boundary condition of membrane stress (Case A-ML)

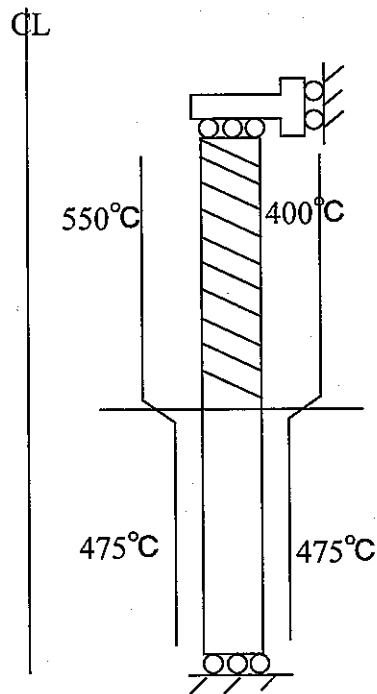


Fig.5.4 Boundary condition of bending stress (Case A-BL)

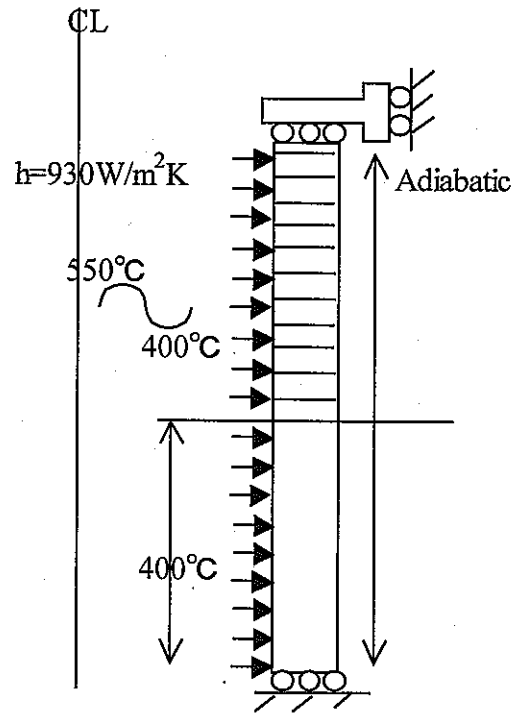


Fig.5.5 Boundary condition of sinusoidal temperature fluctuation (Case A-S series)

5. 2 FEM 解析

拘束効率係数の評価、および周波数応答関数と比較するリファレンスを与えることを目的に FEM 解析を実施した。

Table5.1 のケース A-ML および、A-BL は内外表面に強制温度を与えて定常熱伝導解析を行い、温度分布を計算した。応力解析を行った。これらのケースの温度境界部では、温度の急変による特異性を排除するため、約 10mm の幅で線形に温度を変化させた。

次にケース A-S については、内面に熱伝達要素を介して温度を与えた。また、外面は断熱とした。熱伝達係数は $930\text{W/m}^2\text{K}$ ($=800\text{Kcal/m}^2\text{hK}$) を用いた。下部は 400°C 一定、上部は最低温度 400°C から最高温度 550°C の正弦波状の温度ゆらぎを各周波数 (0.0005Hz 、 0.005Hz 、 0.05Hz) で与えた。

解析モデルは、内径 9600mm 、板厚 30mm の直管円筒モデルを用いた。メッシュモデル及び出力座標系を Fig.5.6 に示す。解析コードは FINAS v13 を使用した。使用要素は軸対称 8 節点要素 (HQAX8/QAX8) を、熱伝達境界部には軸対称 3 節点熱伝達要素 (FCAX3) を用いた。モデルとなる円筒の物性値は 316FR 鋼を用い、全ケースとも温度依存性を考慮せず 475°C 時のものを用いた。

材料物性値 316FR(475°C)

熱伝導率	λ :	2.19×10^1	[W/m·K]
比熱	c_p :	5.67×10^2	[J/kg·K]
質量	ρ :	7.97×10^3	[kg/m ³]
ヤング率	E :	1.61×10^5	[N/mm ²]
ポアソン比	ν :	3.01×10^{-1}	[mm/mm]
線膨張係数	α :	2.01×10^{-5}	[1/K]

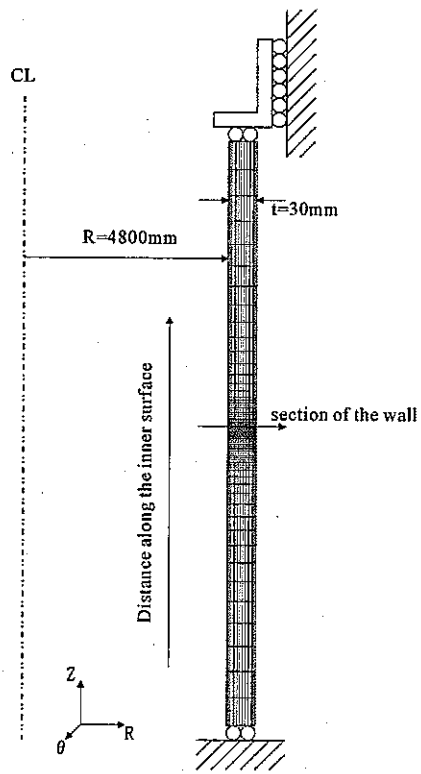


Fig.5.6 Finite element mesh model and coordinate system for output

A-ML の変形図と応力分布図を Fig.5.7～Fig.5.10 に、A-BL の変形図と応力分布図を Fig.5.11～Fig.5.14 に示す。

ケース A-ML は、中央より 5mm 程上部に最大応力 237.0MPa が発生した。この位置は、線形に温度を与えた部分の温度の折れ曲がり点に一致する。ケース A-BL では、上端に最大応力 365.7MPa が発生した。

ケース A-S の内表面における応力範囲の分布を Fig.5.15(a)に、外表面の応力範囲の分布を Fig.5.15(b)に示す。内表面は A-S0.0005 の応力範囲の最大値は中央部より 65mm 程上部に発生し、177.8MPa となった。残りのケース A-S0.005、A-S0.05 は共に上端において応力範囲が最大となり、それぞれ 195.6MPa、95.9MPa となった。次に外表面は、A-S0.0005 の応力範囲の最大値は中央部より 100mm 程上部に発生し、163.1MPa となった。残りのケース A-S0.005、A-S0.05 は共に上端において応力範囲が最大となり、それぞれ 96.7MPa、15.2MPa となった。

ケース A-S から、応力範囲が全体的に大きくなる内表面に着目し、境界と上部の応力範囲から周波数応答のゲイン G を求めると Table 5.2 のようになる。 G を周波数 f を横軸としたグラフでプロットすると Fig.5.16 のように表される。

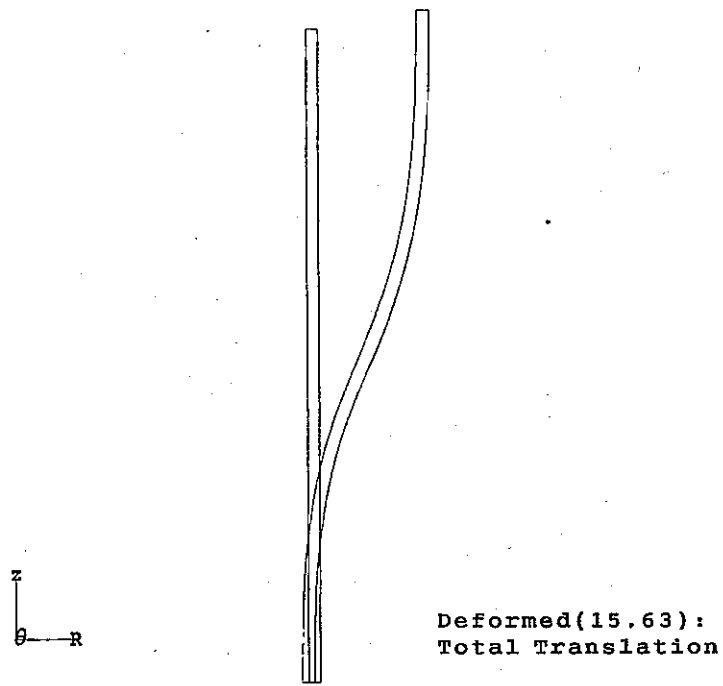


Fig.5.7 Deformed Shape (A-ML)

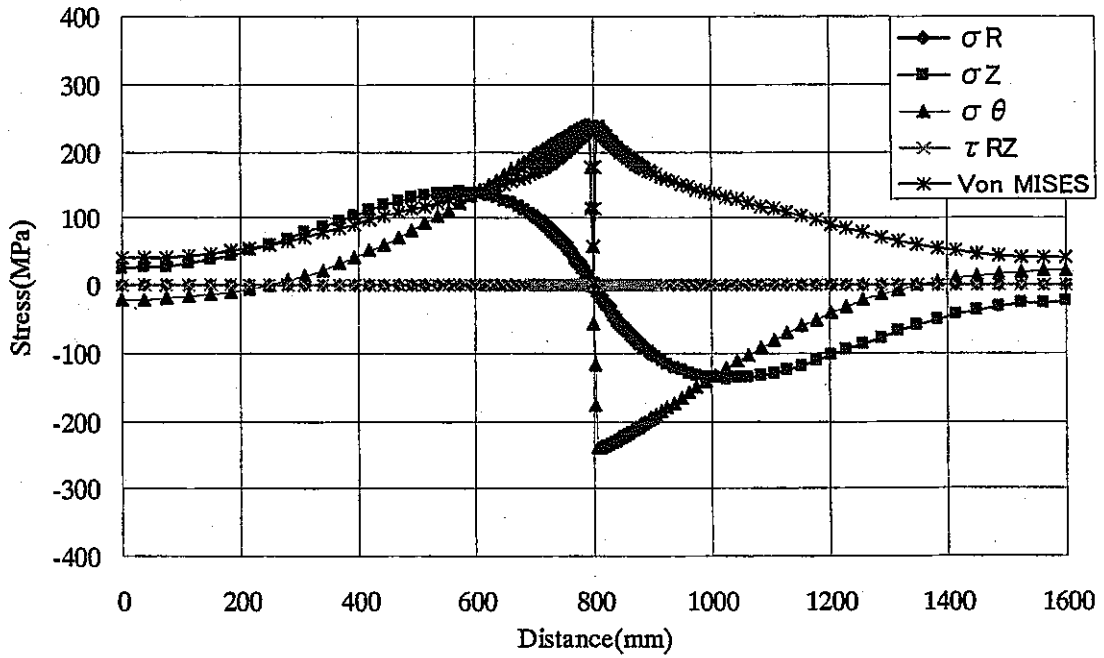


Fig.5.8 Stress distribution on the inner surface (A-ML)

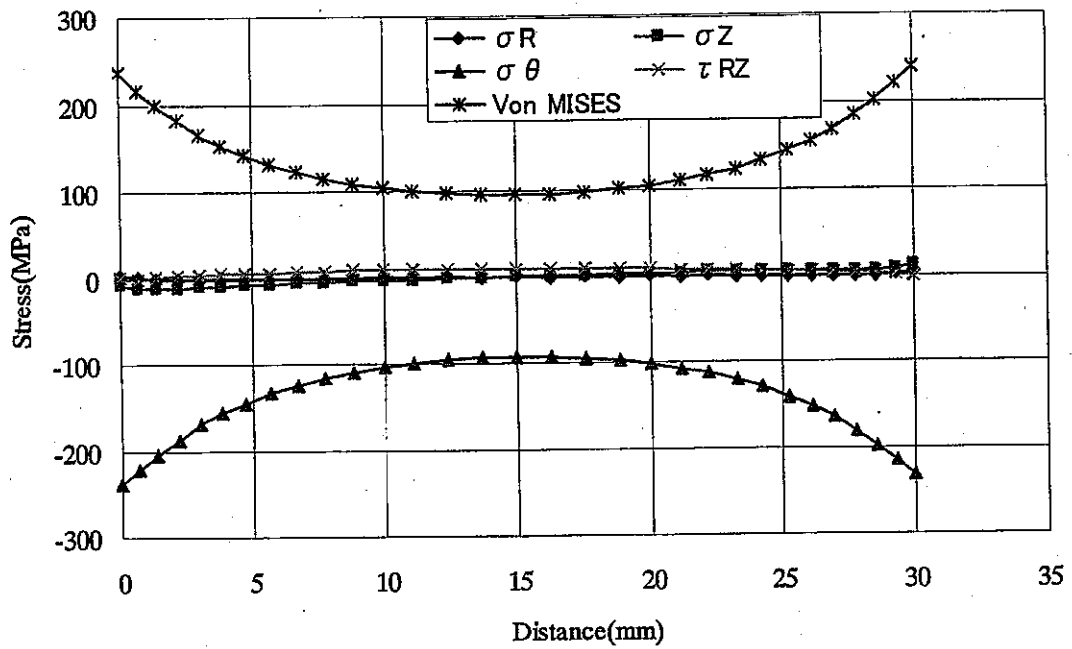


Fig.5.9 Stress distribution across wall thickness at the boundary (A-ML)

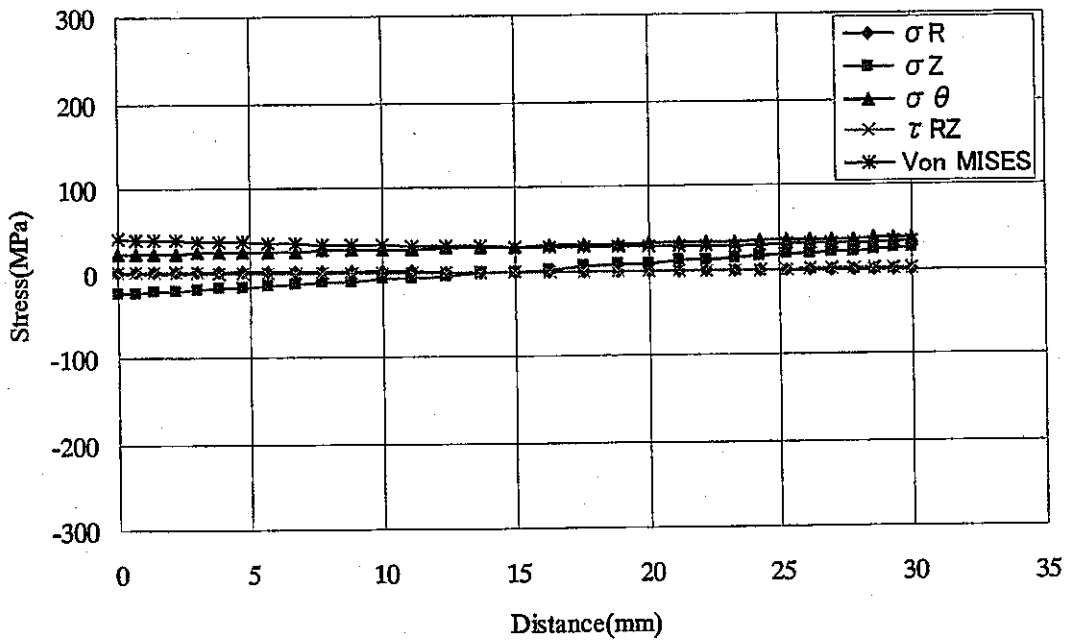


Fig.5.10 Stress distribution across wall thickness at the upper (A-ML)

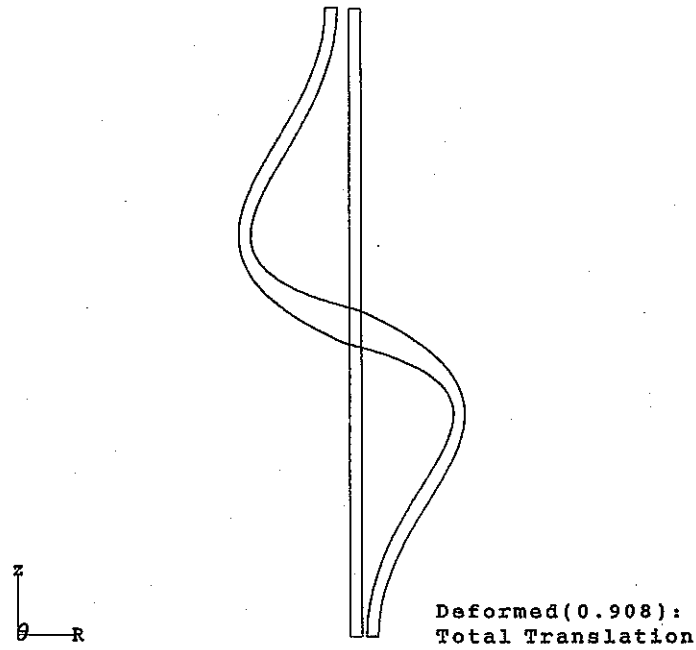


Fig.5.11 Deformed Shape (A-BL)

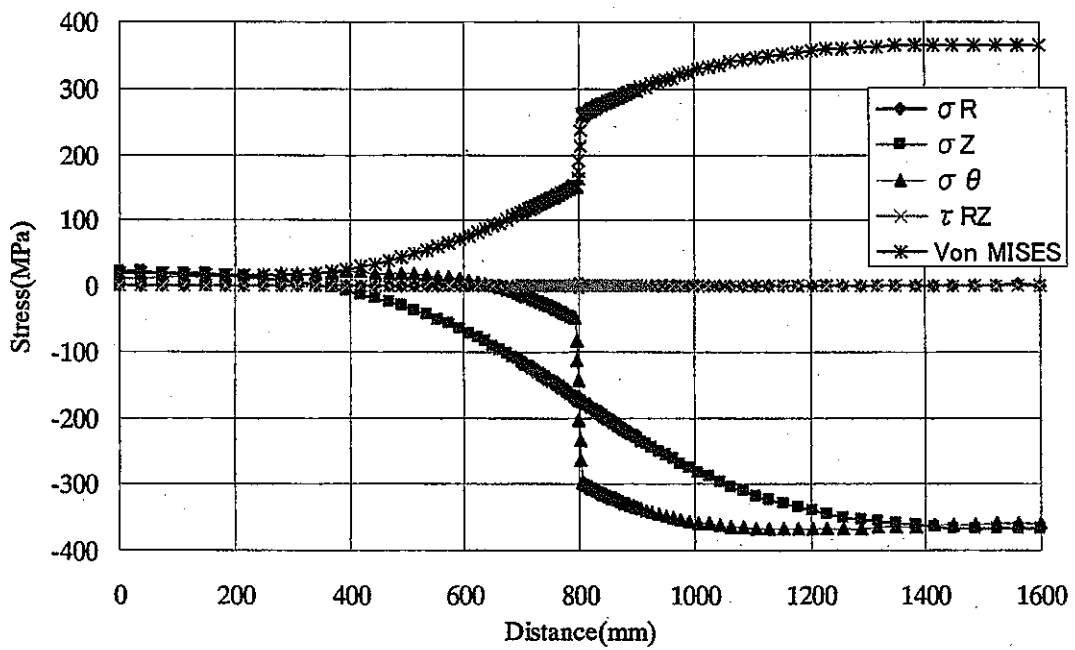


Fig.5.12 Stress distribution on the inner surface (A-BL)

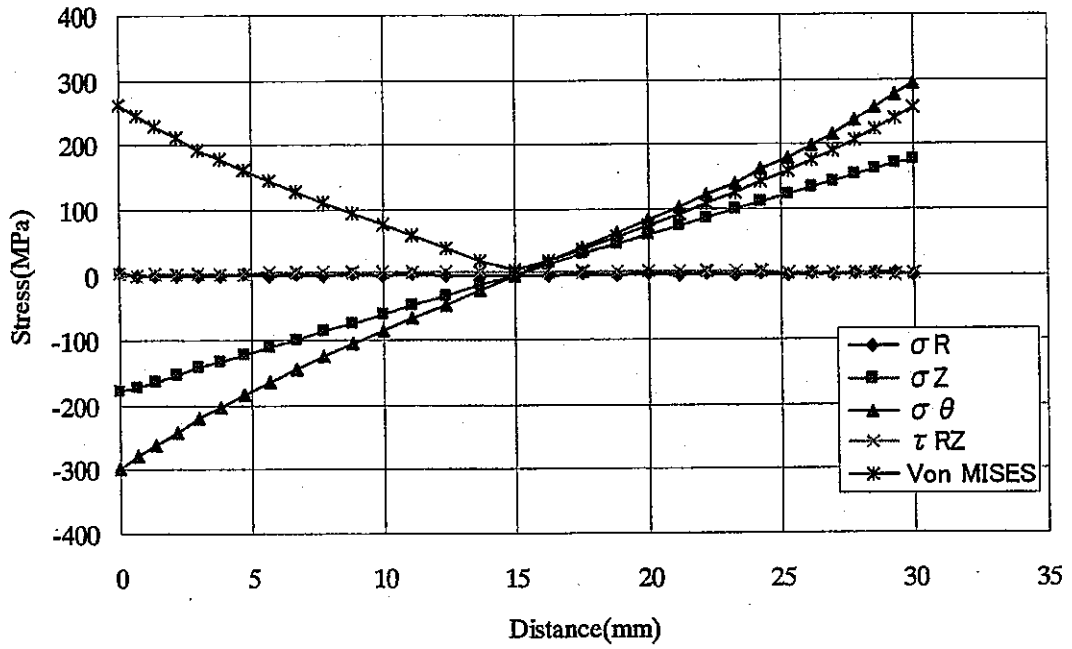


Fig.5.13 Stress distribution across wall thickness at the boundary (A-BL)

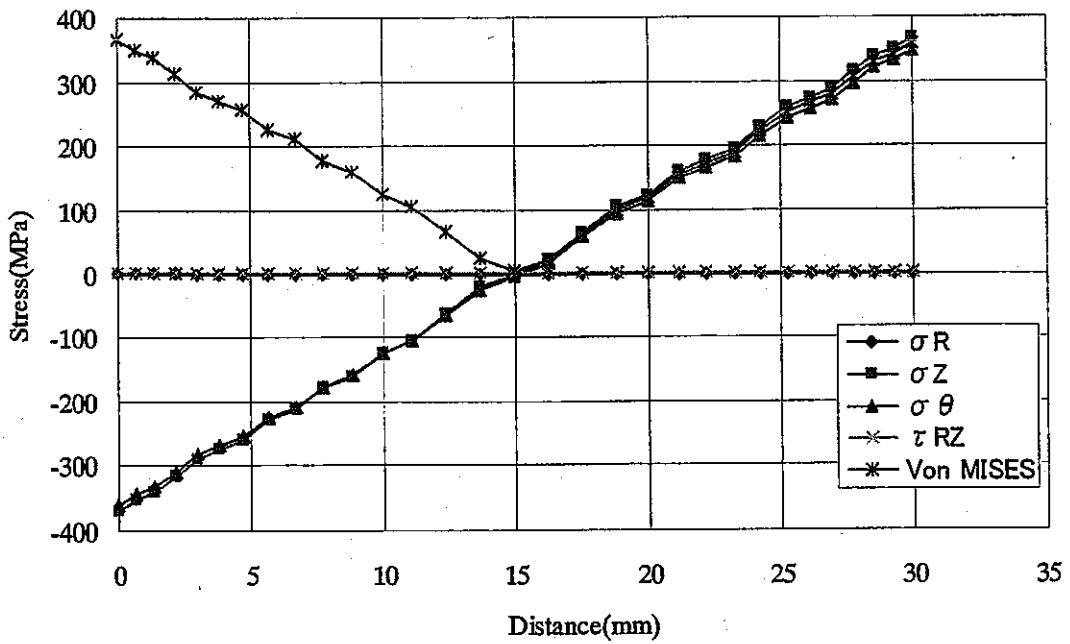


Fig.5.14 Stress distribution across wall thickness at the upper (A-BL)

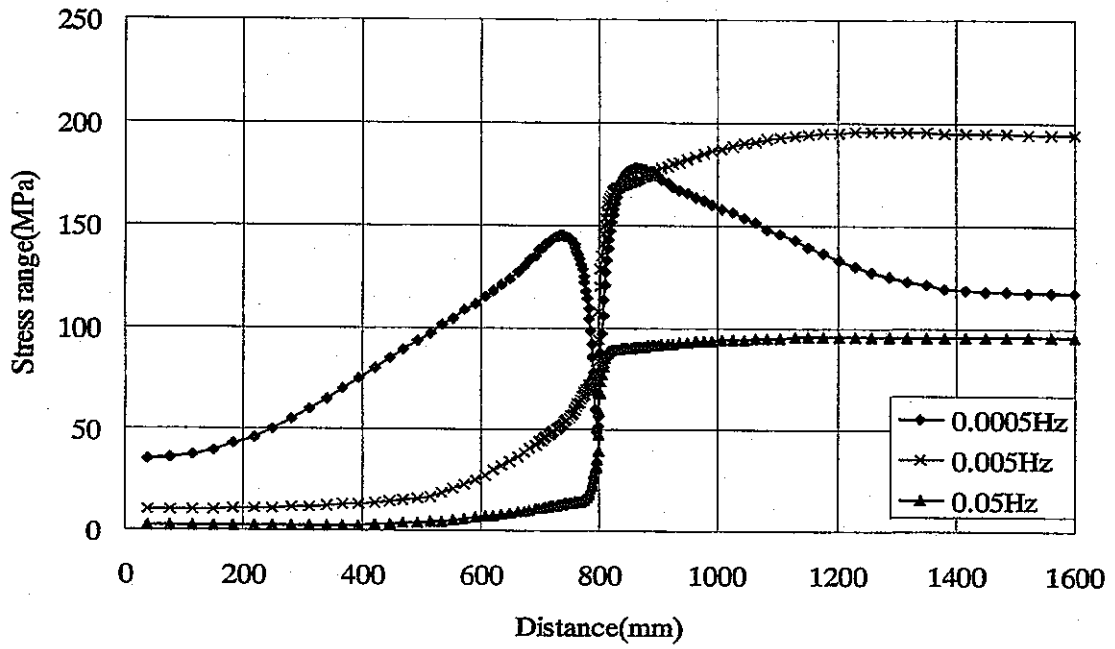


Fig.5.15(a) Stress range distribution on the inner surface (A-S series)

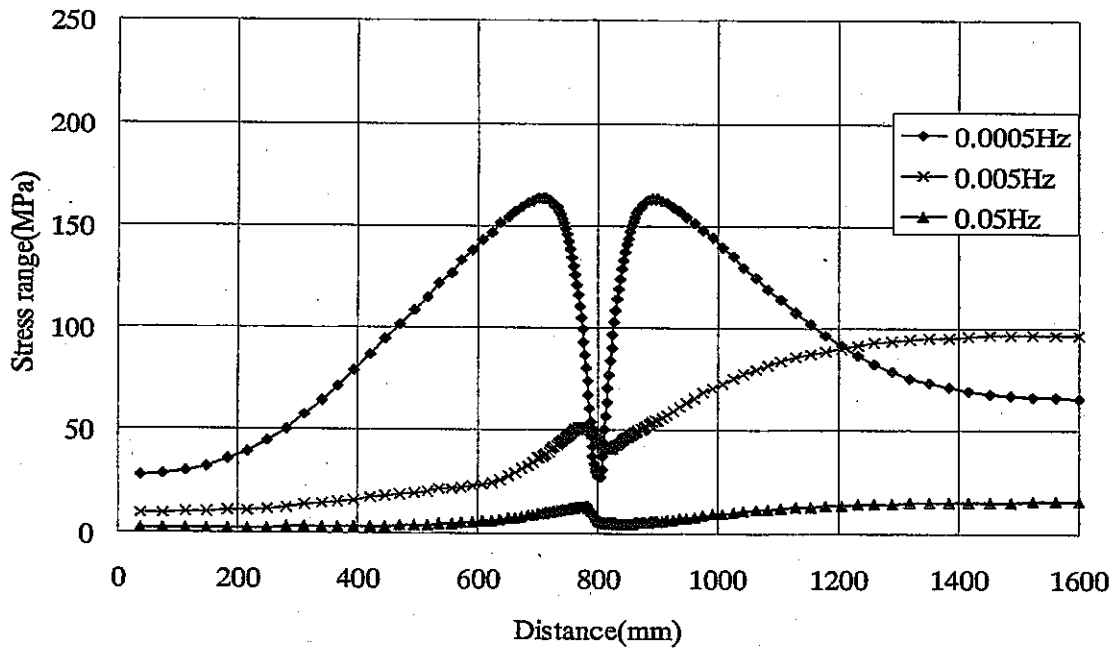


Fig.5.15(b) Stress range distribution on the outer surface (A-S series)

Table 5.2 Gains of thermal stress of A-S series by F.E. calculation

Case	F.E. Calculated stress range(MPa)		$\Delta\sigma^*(\text{MPa})$ $=E\alpha/(1-\nu)\cdot\Delta T_f$	Gain	
	$\Delta\sigma_{bi}$	$\Delta\sigma_{ui}$		$\Delta\sigma_{bi}/\Delta\sigma^*$	$\Delta\sigma_{ui}/\Delta\sigma^*$
A-S0.0005	177.80	116.97	694.85	0.26	0.17
A-S0.005	172.15	194.21	694.85	0.25	0.28
A-S0.05	90.61	95.61	694.85	0.13	0.14

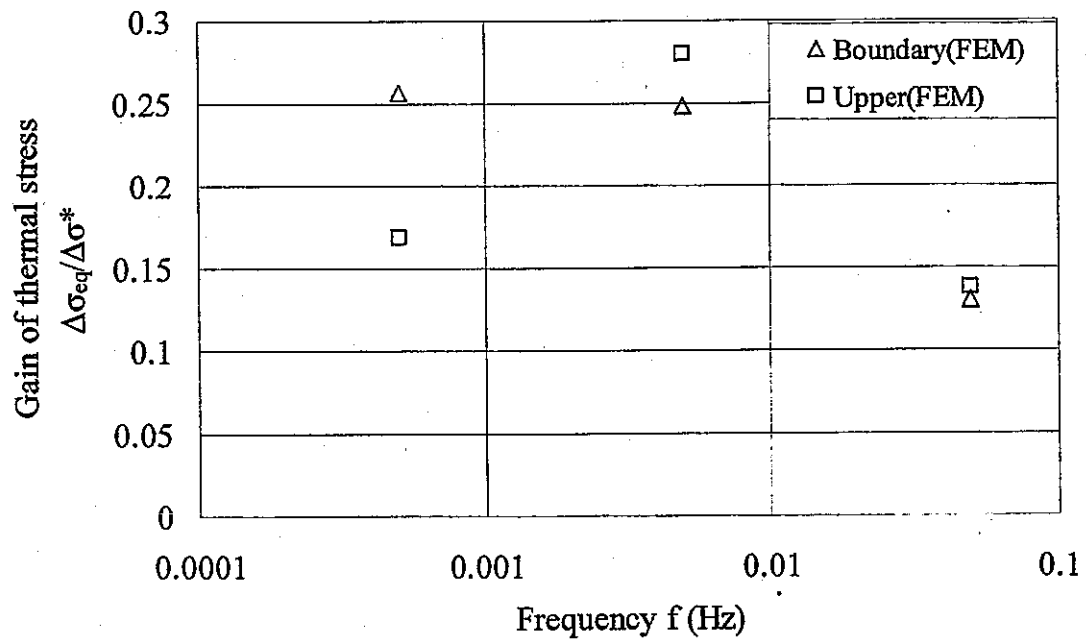


Fig.5.16 F.E. calculated gains of thermal stress on the inner surface (A-S series)

5. 3 周波数応答関数による解析

A-ML、A-BL から求められた各場所の応力（境界、上端、および移動境界）から、式(4.1)の定義に従い拘束効率係数 A_m 、 A_b を計算すると、Table 5.3 のようになる。

境界 …… $A_m=0.34$, $A_b=0.75$

上端 …… $A_m=0$, $A_b=1.0$

としたとき、 A_m 、 A_b と本問題に対応するポア数 1.28 から周波数応答関数を決定し、それにより評価したゲインを Fig.5.16 のグラフに重ね合わせると、それぞれ Fig.5.17 のようになる。この図から、温度ゆらぎ境界部と上端部、そして移動境界部において双方の結果が一致することがわかる。

Table 5.3 Constraint efficiency factors by F.E. calculation

Case	F.E. Calculated Mises Stress (MPa)		$\Delta\sigma^*$ (MPa) $=E\alpha/(1-\nu)\cdot\Delta T_f$	Ratio Am	
	σ_{bi}	σ_{ui}		$ \sigma_{bi} /\Delta\sigma^*$	$ \sigma_{ui} /\Delta\sigma^*$
A-ML	237.07	40.23	694.85	0.34	0.06
A-BL	262.19	365.32	694.85	Ratio Ab	
				$ \sigma_{bi} /(\Delta\sigma^*/2)$	$ \sigma_{ui} /(\Delta\sigma^*/2)$
				0.75	1.05

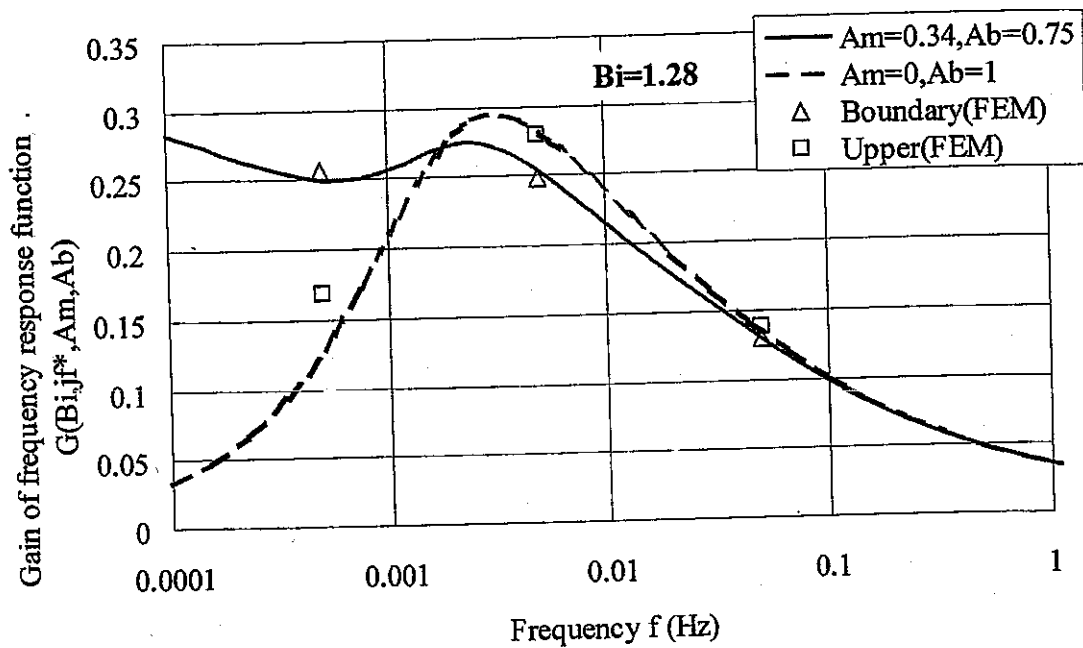


Fig.5.17 Frequency response diagrams with F.E. calculated gains(A-S series)

5. 4 温度成層界面問題に対する拘束効率係数の一般化

温度成層界面ゆらぎによる熱応力の発生メカニズムを Fig.5.18 に示す。温度成層界面に接液する構造物には軸方向の温度勾配が生じる。温度の変曲点では高低温部の熱膨張差によって高い応力が発生する。界面がゆらぐと応力分布も軸方向に移動することから疲労の原因となる応力変動が生じる。界面の移動範囲ではもう一つの応力変動要因がある。移動に伴う流体の温度変化に対して構造内表面の追従が外表面より良いことから板厚内部に半径方向の温度分布が生じ、これによって応力が発生する。一般に界面は不規則にゆらぐことから、変動する周波数に応じて上記の2つモードが重なりあって応力も不規則に変動する。

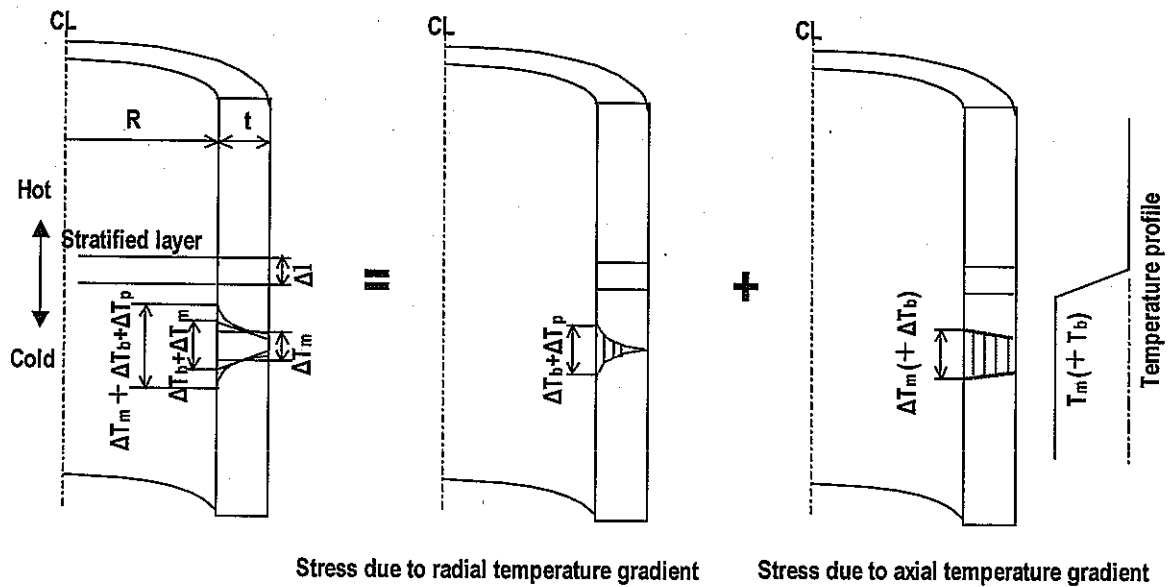


Fig.5.18 Mechanism of thermal load due to thermal stratification

板厚平均温度の変動範囲 ΔT_m が Fig.5.18 に示すように Δl の距離の間で線形に変化した場合の表面応力は円筒シェル理論により計算できる[4]。シェル理論解を式(4.1)に代入することによって、軸方向応力成分 A_{mz} 、周方向応力成分 $A_{m\theta}$ および等価応力 A_m に対する拘束効率係数が、シェルパラメータ β と距離 Δl の積の関数として界面移動が無い場合は以下の式のように導かれ、Fig.5.19 のように値が求まる。界面移動が大きい場合は符号の反転を考えて値が2倍になる。

$$A_{mz} = \pm \frac{3(e^{-\beta \Delta l} (\cos \beta \Delta l + \sin \beta \Delta l) - 1)}{4\beta \Delta l \sqrt{3(1-\nu^2)}}, \quad \beta = \frac{\sqrt{3(1-\nu^2)}}{\sqrt{Rt}} \tag{5.7}$$

$$A_{m\theta} = -\frac{e^{-\beta \Delta l} (\cos \beta \Delta l - \sin \beta \Delta l) - 1}{4\beta \Delta l} \pm \nu A_{mz} \tag{5.8}$$

$$A_m = \sqrt{A_{mz}^2 - A_{mz} A_{m\theta} + A_{m\theta}^2} \tag{5.9}$$

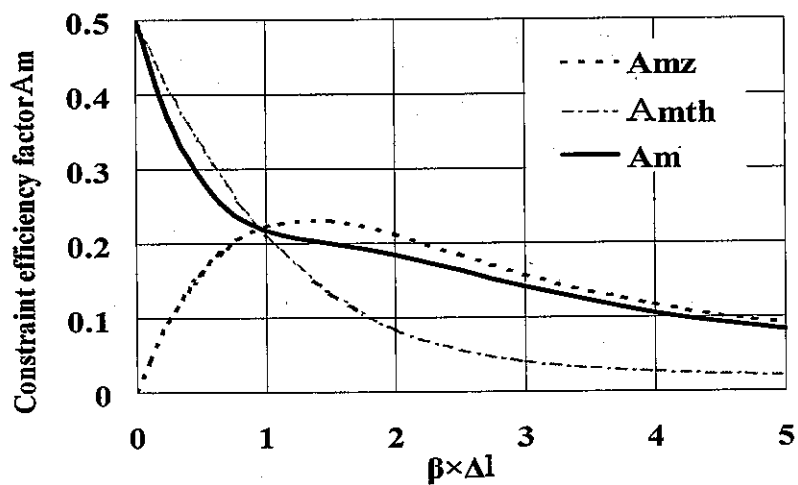


Fig.5.19 Theoretical constraint efficiency factor

一方 ΔT_b 成分に対する拘束係数 A_b は境界部で若干低下する他は界面の変動範囲でほぼ 1.0 であることから $A_b = 1.0$ とする。 A_m 係数と A_b 係数により Fig.5.18 に示した2つの応力発生要因を考慮することができる。 A_b 係数を1として A_m 係数と Bi 数をパラメータとした場合の周波数応答関数を Fig.5.20 に示す。

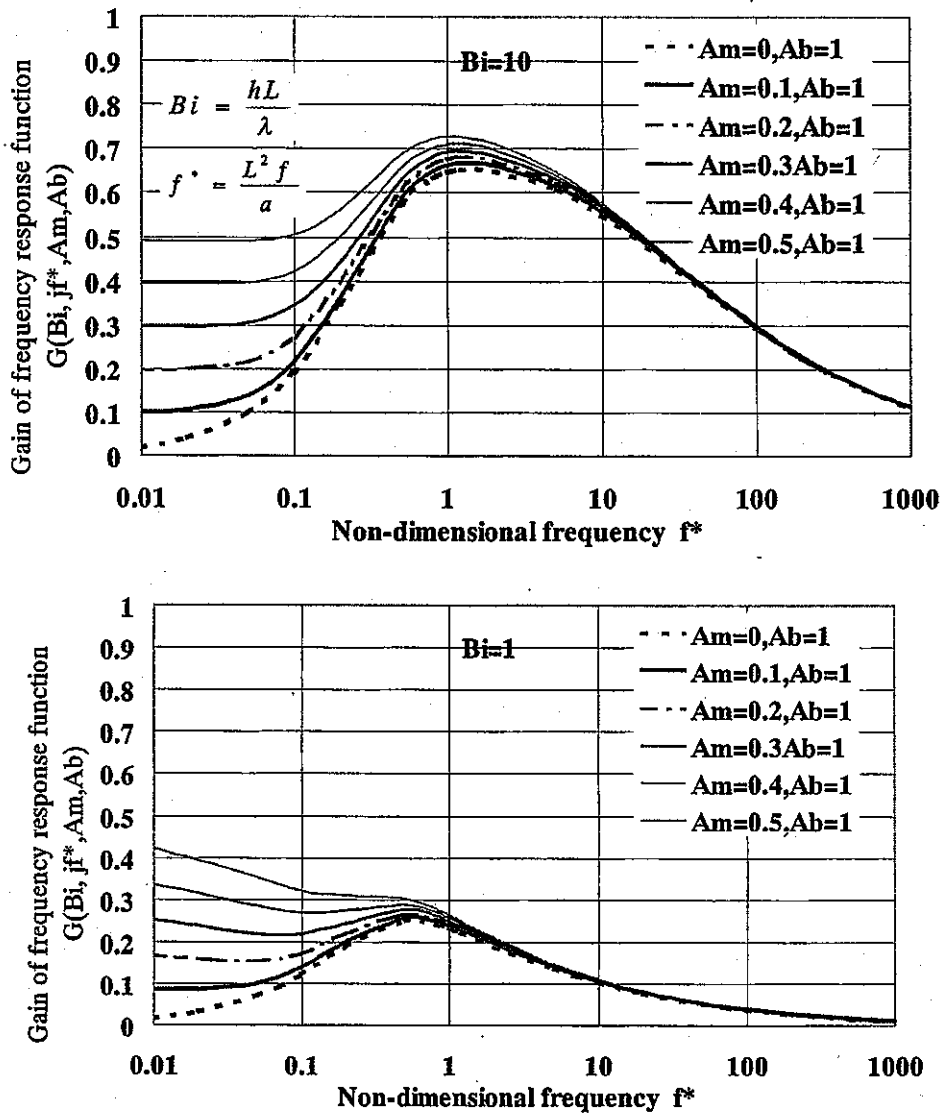


Fig.5.20 Frequency response function for thermal stratification

シェル理論による方法で境界部の拘束効率係数を求めると $A_m=0.48, A_b=1.0$ となる。これに対し FEM による評価値は $A_m=0.34$ と $A_b=0.75$ である。両者の差は境界部の熱伝導によるものと考えられる。また界面の影響を受けない上端におけるシェル理論による係数は $A_m=0, A_b=1.0$ である。これらの係数を使用した場合の周波数応答関数のゲインを Fig.5.17 にオーバープロットすると Fig.5.21 のようになり、シェル理論に基づく方法は実用レベルで保守的な結果を与えることが確認できた。

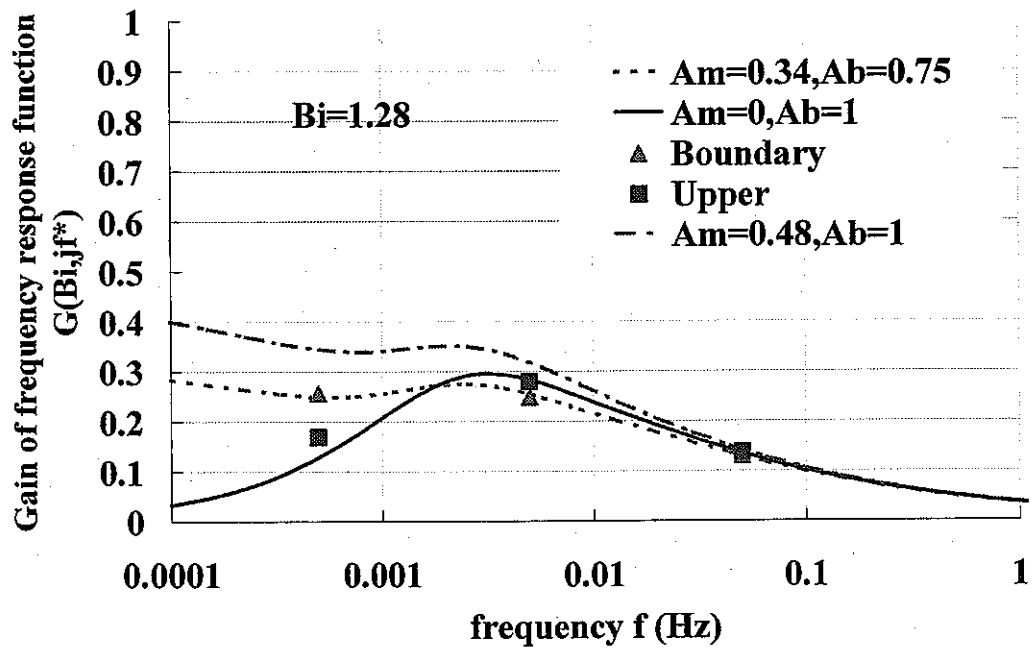


Fig.5.21 Gains by frequency response function and FEM

6. ホット/コールドスポット問題への適用

6.1 ホット/コールドスポット問題の例

フランスの高速原型炉フェニックスの配管合流部で生じたホットスポット問題(Fig.6.1[1][2])に対して、拡張した周波数応答線図を適用する。

配管解析用のモデル形状を Fig.6.2 に示す。また、ホットスポットを模擬した熱荷重のケースを Table6.1 に示す。各ケースの温度入力条件をそれぞれ Fig.6.3～Fig.6.5 に示す。

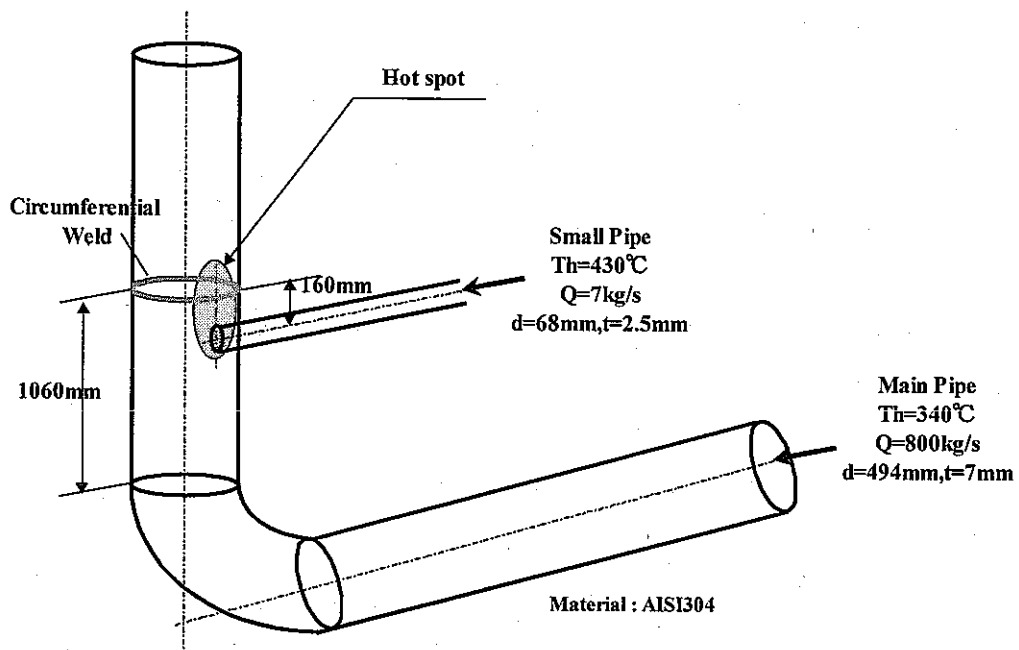


Fig.6.1 Geometrical characteristics of the Phenix Secondary Piping System

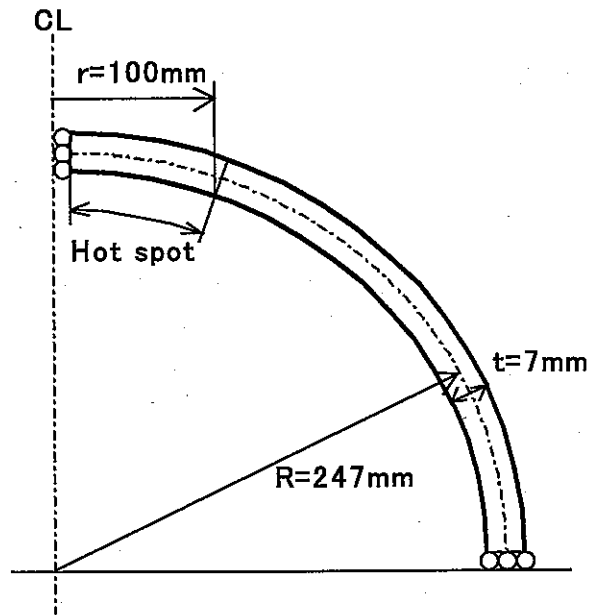


Fig.6.2 F.E. analysis model of the Phenix Secondary Piping System

Table 6.1 Load conditions of the Phenix Secondary Piping System

Cases	Loading	Remark
P-ML	Membrane Stress with Linear Change	Fig.6.3
P-BL	Bending Stress with Linear Change	Fig.6.4
P-S0.01	Sinusoidal Temperature Fluctuation(0.01Hz)	Fig.6.5
P-S0.084	Sinusoidal Temperature Fluctuation(0.084Hz)	Fig.6.5
P-S1.0	Sinusoidal Temperature Fluctuation(1.0Hz)	Fig.6.5

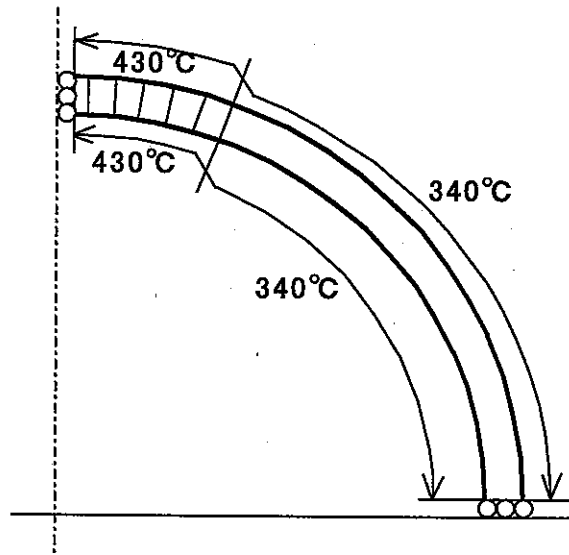


Fig.6.3 Boundary condition of membrane stress (Case P-ML)

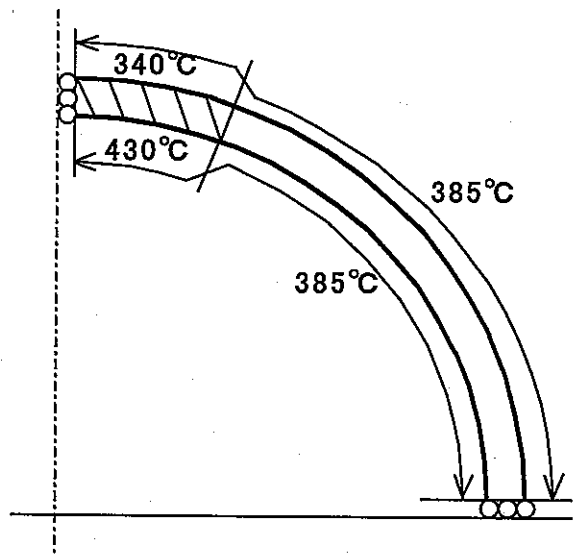


Fig.6.4 Boundary condition of bending stress (Case P-BL)

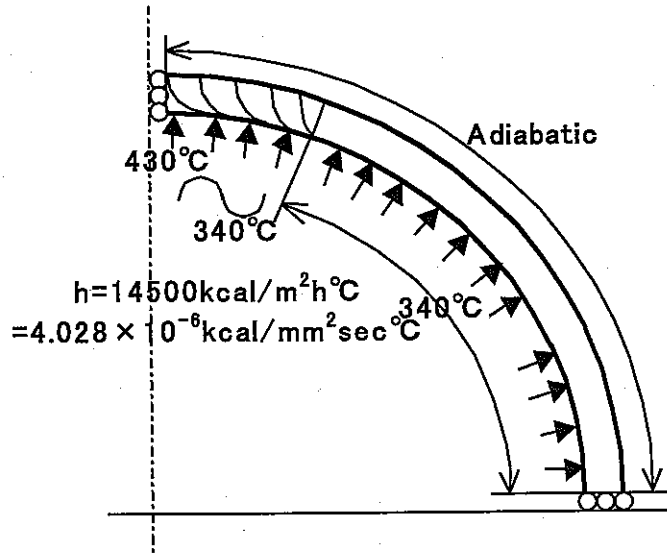


Fig.6.5 Boundary condition of sinusoidal temperature fluctuation (Case P-S series)

6. 2 FEM解析

拘束効率係数の評価、および周波数応答関数と比較するリファレンスを与えることを目的に FEM 解析を実施した。

Table 6.1 のケース P-ML および、P-BL は内外表面に強制温度を与えて定常熱伝導解析を行い、温度分布を計算した。応力解析を行った。第5章のケースと同様に、温度境界部では温度の急変による特異性を排除するため、約 6mm の幅で線形に温度を変化させた。

次にケース P-S については、内面に熱伝達要素を介して温度を与えた。また、外面は断熱とした。熱伝達係数は $16850\text{W/m}^2\text{K}$ ($=14500\text{Kcal/m}^2\text{hK}$) を用いた。下部は 340°C 一定、上部は最低温度 340°C から最高温度 430°C の正弦波状の温度ゆらぎを各周波数 (0.01Hz 、 0.084Hz 、 1.0Hz) で与えた。

解析モデルは、内径 494mm、板厚 7mm の半球殻モデルを用いた。メッシュモデル及び出力座標系を Fig.6.6 に示す。解析コードは FINAS v13 を使用した。使用要素は軸対称 8 節点要素 (HQAX8/QAX8) を、熱伝達境界部には軸対称 3 節点熱伝達要素 (FCAX3) を用いた。モデルとなる半球殻の物性値は SUS304 鋼を用い、全ケースとも温度依存性を考慮せず 385°C 時のものを用いた。

材料物性値 SUS304(385°C)

熱伝導率 λ : 1.95×10^1 [W/m·K]

比熱 c_p : 5.51×10^2 [J/kg·K]

質量 ρ : 7.86×10^3 [kg/m³]

ヤング率 E : 1.70×10^5 [N/mm²]

ポアソン比 ν : 2.94×10^{-1} [mm/mm]

線膨張係数 α : 1.95×10^{-5} [1/K]

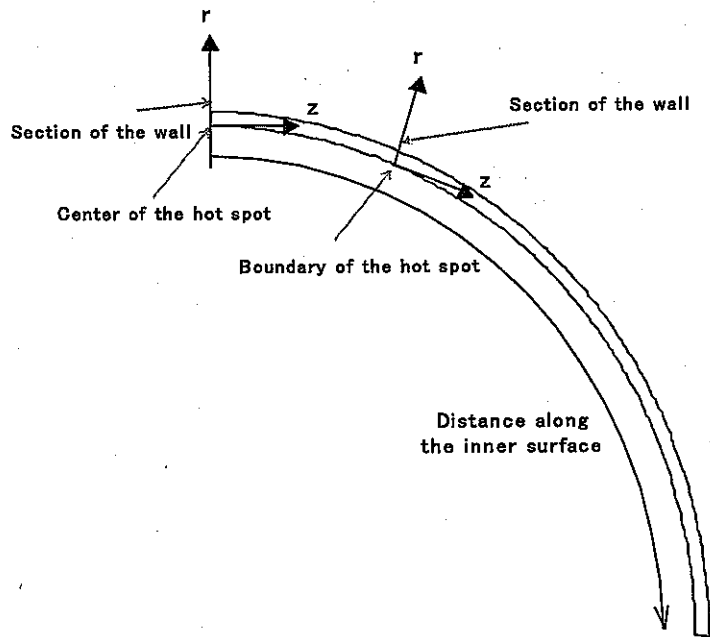


Fig.6.6 Coordinate system for output

P-ML の変形図と応力分布図を Fig.6.7(a)～Fig.6.7(d)に、P-BL の変形図と応力分布図を Fig.6.8(a)～Fig.6.8(d)に示す。

ケース P-ML は、境界から 3mm 程上部に最大応力 154.8MPa が発生した。この位置は、線形に温度を与えた部分の温度の折れ曲がり点に一致する。ケース P-BL では、ホットスポット中央に最大応力 220.3MPa が発生した。

ケース P-S の内表面における応力範囲の分布を Fig.6.9 に示す。応力範囲の算出には式 (6.1)を用いた。P-S0.01 の応力範囲の最大値はホットスポット境界より 10mm 程離れた場所に発生し、146.8MPa となった。残りのケース A-S0.084、A-S0.1 は共にホットスポット中心より 50mm 程離れた場所で応力範囲が最大となり、それぞれ 254.3MPa、176.9MPa となった。

ホットスポット中心と境界の応力範囲から周波数応答のゲイン G を求めると Table 6.2 のようになる。G を、周波数 f を横軸としたグラフでプロットすると Fig.6.10 のように表される。

$$\Delta\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\Delta\sigma_r - \Delta\sigma_z)^2 + (\Delta\sigma_z - \Delta\sigma_\theta)^2 + (\Delta\sigma_\theta - \Delta\sigma_r)^2 + 6\Delta\tau_{rz}^2} \quad (6.1)$$

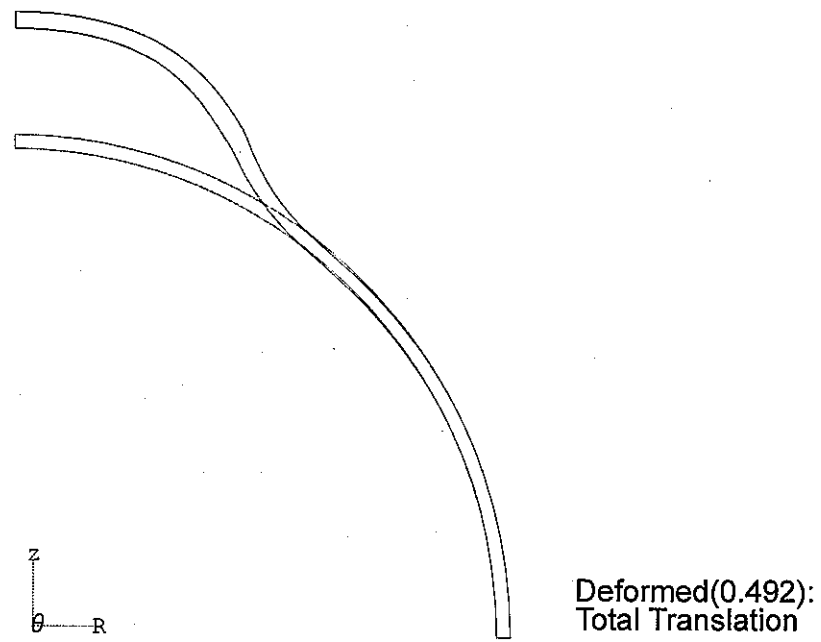


Fig.6.7 (a) Deformed shape (P-ML)

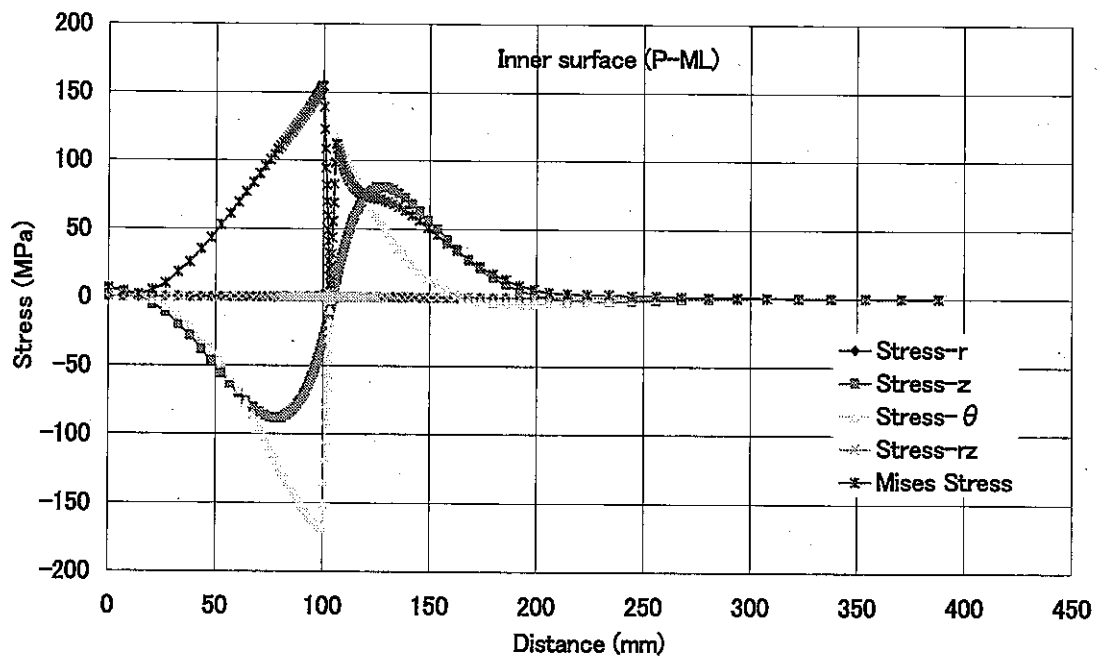


Fig.6.7 (b) Stress distribution on the inner surface (P-ML)

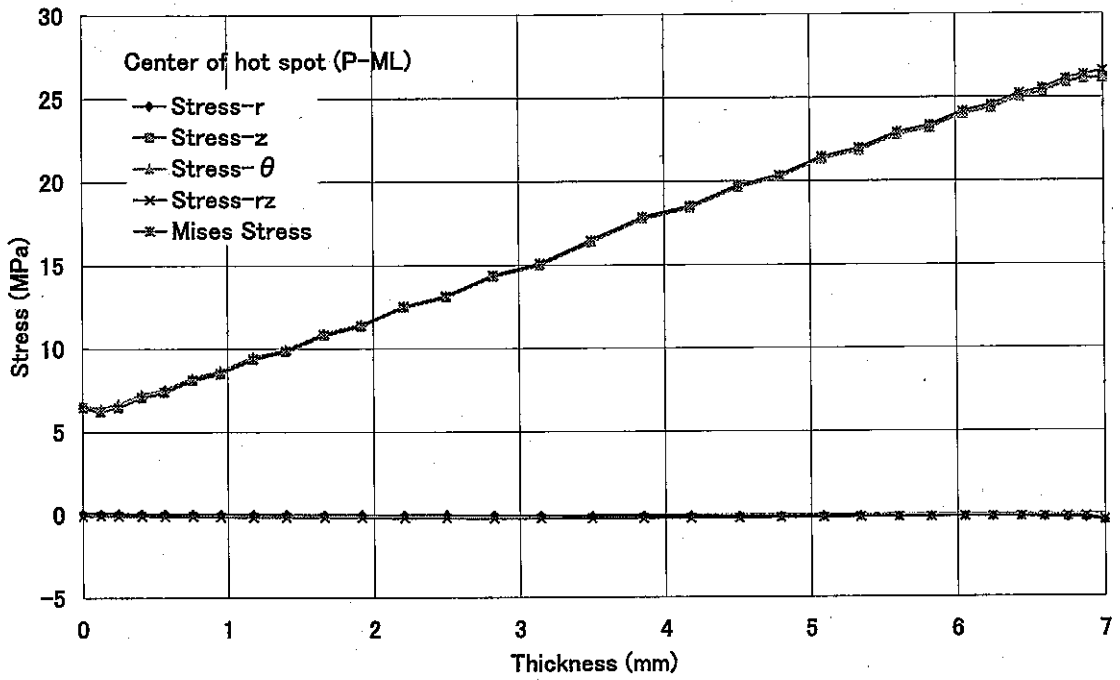


Fig.6.7 (c) Stress distribution across wall thickness at the center of hot spot (P-ML)

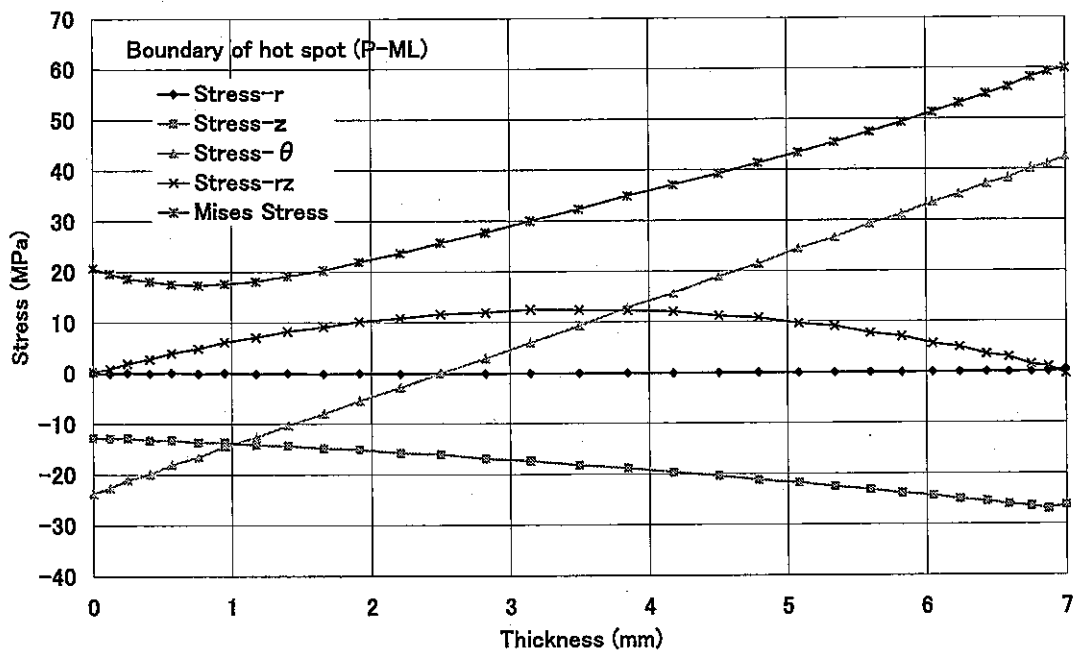


Fig.6.7 (d) Stress distribution across wall thickness at the boundary of hot spot (P-ML)

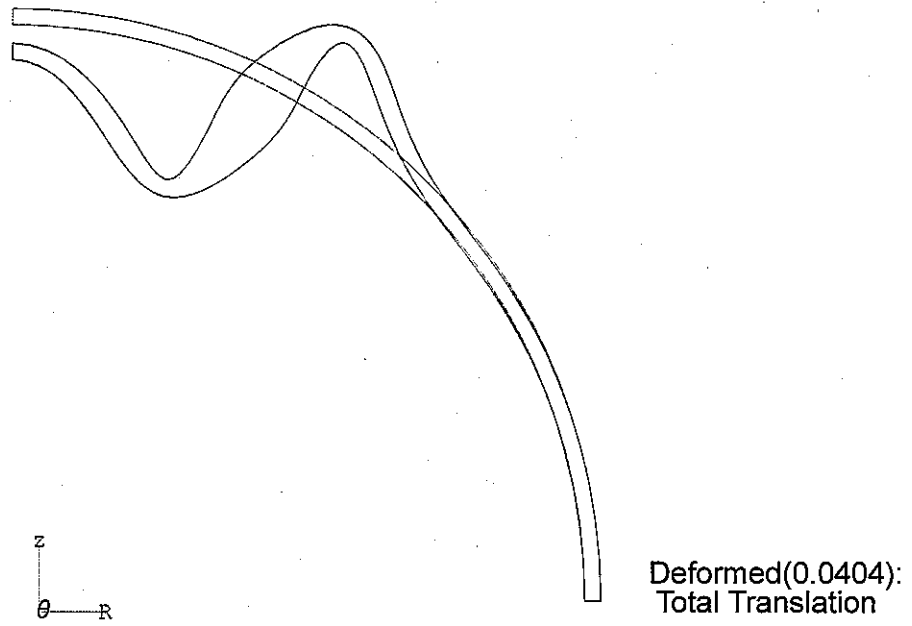


Fig.6.8 (a) Deformed shape (P-BL)

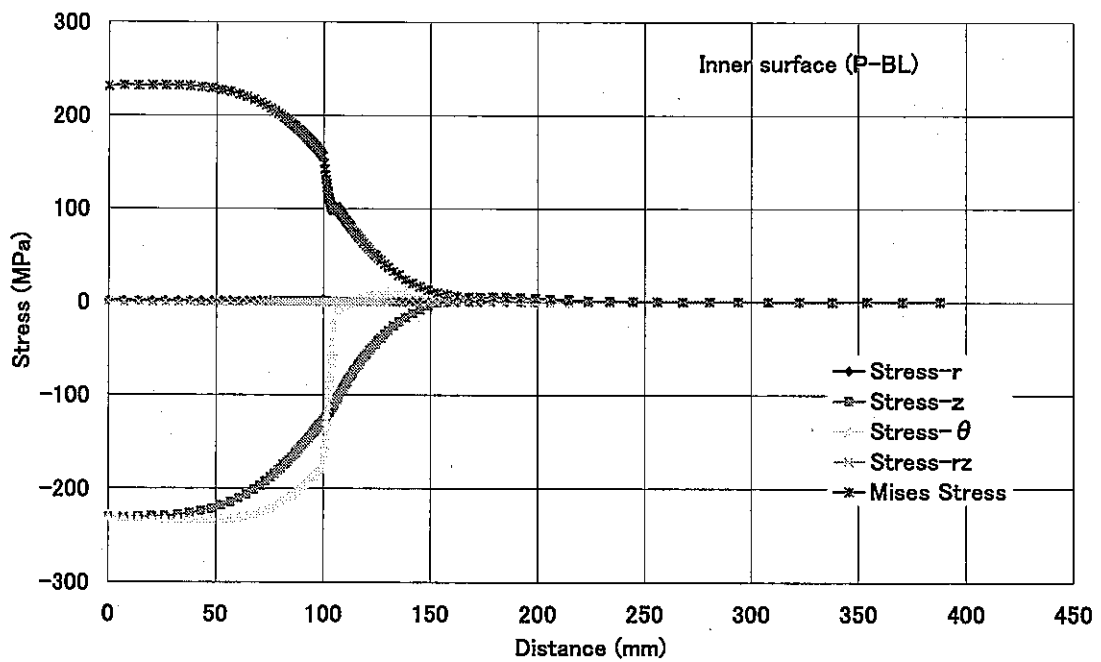


Fig.6.8 (b) Stress distribution on the inner surface (P-BL)

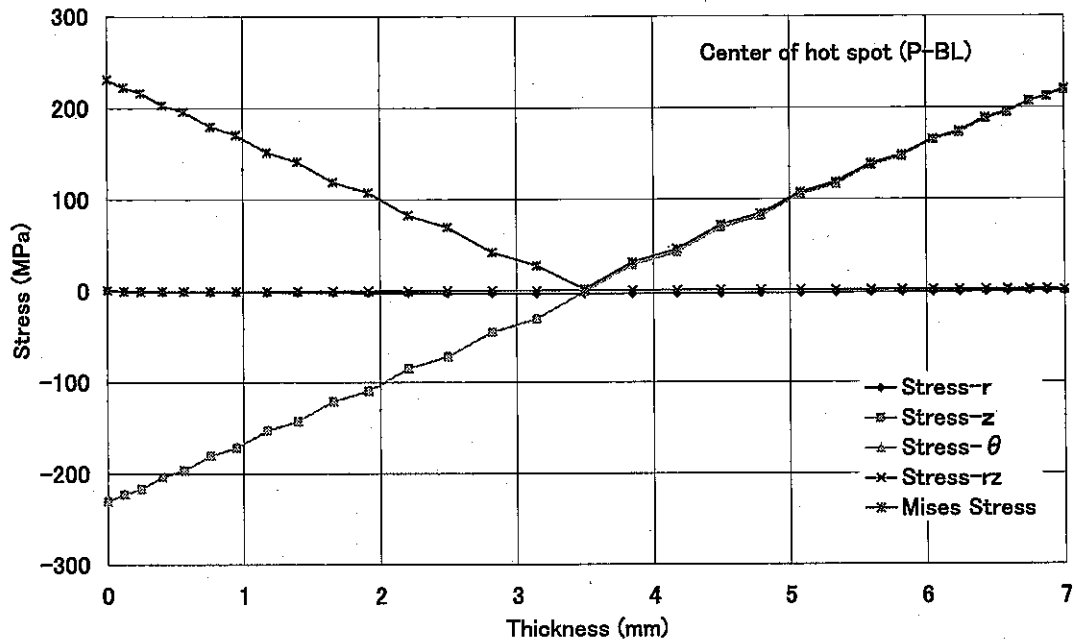


Fig.6.8 (c) Stress distribution across wall thickness at the center of hot spot (P-BL)

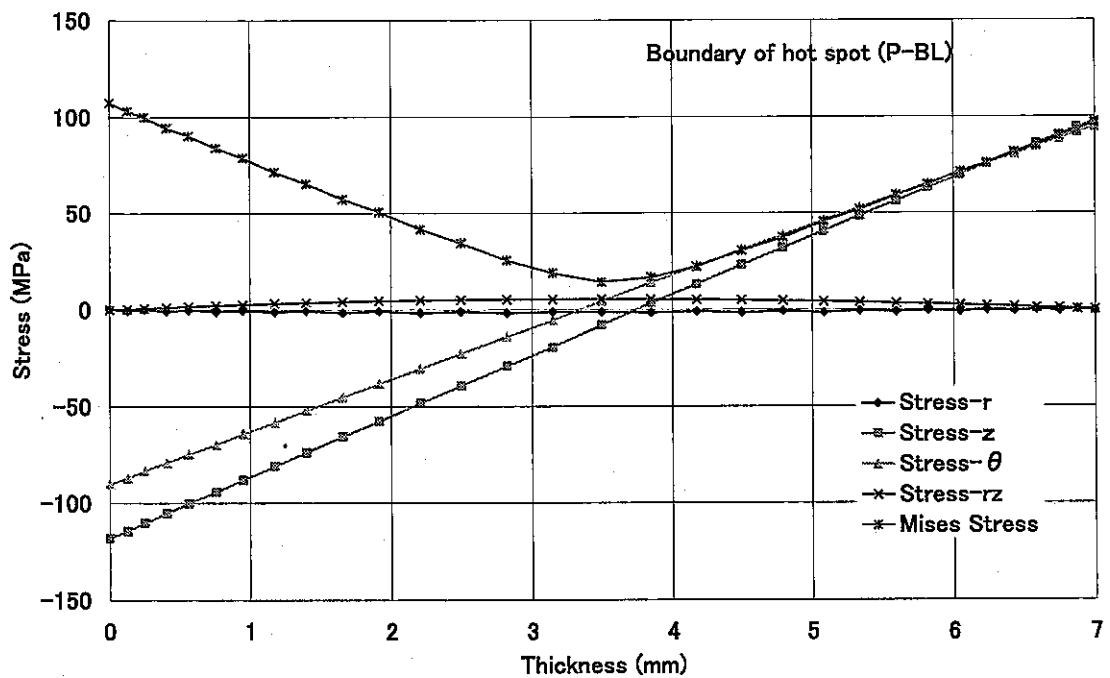


Fig.6.8 (d) Stress distribution across wall thickness at the boundary of hot spot (P-BL)

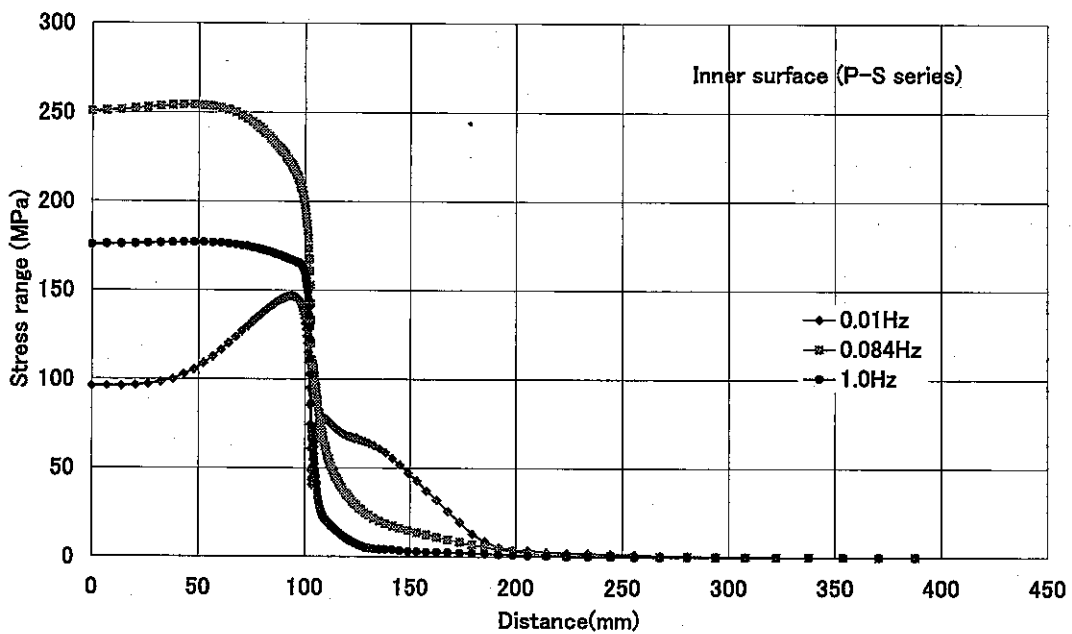


Fig.6.9 Stress range distribution on the inner surface (P-S series)

Table 6.2 Gains of thermal stress of P-S series by F.E. calculation

Case	F.E.calculated stress range (MPa)		$\Delta \sigma^* = E\alpha / (1-\nu) \cdot \Delta T_f$ (MPa)	Gain	
	Center of hot spot $\Delta \sigma_c$	Bounday inside hot spot $\Delta \sigma_i$		$ \Delta \sigma_c / \Delta \sigma^* $	$ \Delta \sigma_i / \Delta \sigma^* $
P-S0.01	97.00	160.00	420.86	0.230	0.380
P-S0.084	250.00	239.40	420.86	0.594	0.569
P-S1.0	178.70	175.30	420.86	0.425	0.417

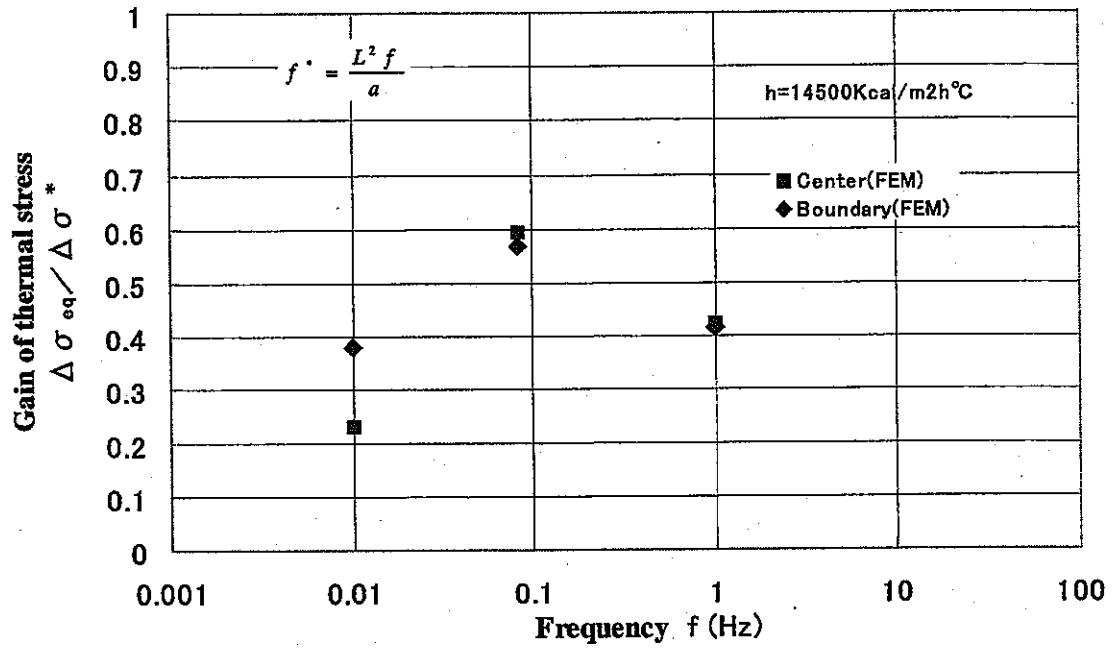


Fig.6.10 F.E. calculated gains of thermal stress on the inner surface (P-S series)

6. 3 周波数応答関数による解析

P-ML、P-BL から求められた各場所の応力（ホットスポット境界と中心）から、式(4.1)の定義に従い拘束効率係数 A_m 、 A_b を計算すると、Table 6.3 のようになる。

ホットスポット境界 …… $A_m=0.4$, $A_b=0.82$

ホットスポット中心 …… $A_m=0.015$, $A_b=1.0$

としたとき、 A_m 、 A_b と本問題に対応するピオ数 6.07 から周波数応答関数を決定し、それにより評価したゲインを Fig.6.10 のグラフに重ね合わせると Fig.6.11 のようになる。この図から、ホットスポット境界部と中心部において双方の結果が一致することがわかる。

Table 6.3 Constraint efficiency factors by F.E. calculation

Case	F.E.Calculated Principal Stress (MPa)			$\Delta \sigma^* \text{ (MPa)} = \epsilon \alpha / (1-\nu) \cdot \Delta T_f$	Ratio A_m	
	Center of hot spot σ_c	Bounday inside hot spot σ_i	Bounday outside hot spot σ_o		$ \sigma_o / \Delta \sigma^*$	$ \sigma_i / \Delta \sigma^*$
P-ML (Membrane)	6.42	-169	116.00	420.86	0.015	0.402
P-BL (Bending)	-230	-173	10.60	420.86	Ratio A_b	
					$ \sigma_o / (\Delta \sigma^* / 2)$	$ \sigma_i / (\Delta \sigma^* / 2)$
					1.093	0.822

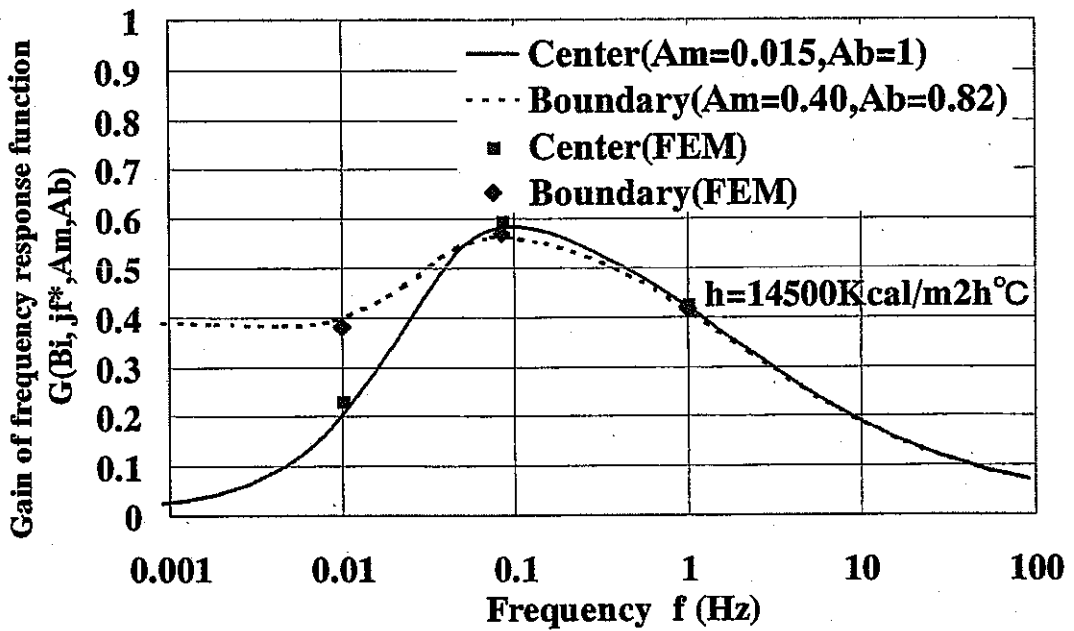


Fig.6.11 Frequency response diagrams with F.E. calculated gains

6. 4 ホット/コールドスポット問題に対する拘束効率係数の一般化

ホット/コールドスポットの応力は、Fig.4.3 に示すように板厚内の局所的温度分布による応力と、スポットと周辺部との間の温度の膜成分 ΔT_m （と一部の曲げ成分 ΔT_b ）の面内温度分布による応力の和によって熱応力が生じる。

面内温度分布による応力を計算するために必要となる拘束効率係数 A_m と A_b は、シェル解析により計算することが可能である。配管とホット/コールドスポットの形状を模擬したFig.6.12のシェル解析モデルと6.2節の材料物性値から拘束効率係数を計算する。拘束効率に影響を与えるのは円筒シェルの剛性であることから、剛性を決定するシェルパラメータである R/t によって配管の寸法を記述する。また、ホット/コールドスポットの大きさは配管寸法と独立のパラメータとなる立体角で表すこととする。上記2つのパラメータを組み合わせ、設計で考えられる範囲で変化させることによって、Table6.4(a)～Table6.4(d)の解析ケースを設定し、拘束効率係数 A_m と A_b は計算した。なお、材料物性値は拘束効率係数に影響せず、結果は形状のみの関数となる。上記表中の荷重欄はFig.6.3またはFig.6.4に示す温度分布をそれぞれの寸法のモデルに与えたことを示す。さらに、備考欄は寸法が一致する対象プラントを示している。得られた拘束効率係数 A_m と A_b をTable6.5(a)～Table6.5(d)およびFig.6.13(a)～Fig.6.13(d)に示す。Phenixのケースを前節のFEMソリッド要素解析の結果と比べると、例えば境界部の A_m 係数はシェル解析の0.396に対しソリッド解析は0.402であり、実用上十分な精度で一致していることが分かる。

また、Fig.6.13(a)～Fig.6.13(d)からは、配管板厚が大きくシェルパラメータが小さいほど、またホットスポットサイズが小さいほど、熱応力への影響が大きい A_m 係数が増大する傾向にあることが分かる。

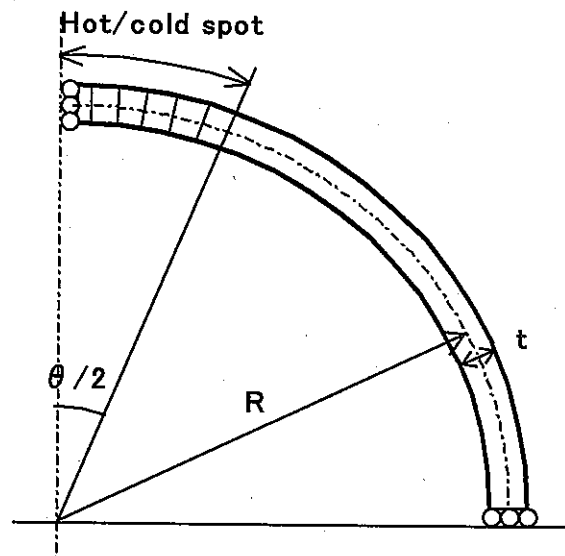


Fig.6.12 Geometrical parameters to determine constraint conditions

Table 6.4 (a) Geometrical parameters and load conditions (a)

Case	R(mm)	t(mm)	$\theta / 2$ (deg)	R/t	Load	Remark
ML-t1	250.5	50.1	24.2	5	Fig.6.3	
ML-t2	250.5	21	24.2	11.9	Fig.6.3	PWR
ML-t3	250.5	7	24.2	35.8	Fig.6.3	Phenix
ML-t4	250.5	2.505	24.2	100	Fig.6.3	
ML-t5	250.5	0.2505	24.2	1000	Fig.6.3	TIFFSS4

Table 6.4 (b) Geometrical parameters and load conditions (b)

Case	R(mm)	t(mm)	$\theta / 2$ (deg)	R/t	Load	Remark
ML- θ 1	250.5	7	2.5	35.8	Fig.6.3	
ML- θ 2	250.5	7	5	35.8	Fig.6.3	
ML- θ 3	250.5	7	10	35.8	Fig.6.3	
ML- θ 4	250.5	7	24.2	35.8	Fig.6.3	Phenix
ML- θ 5	250.5	7	45	35.8	Fig.6.3	

Table 6.4 (c) Geometrical parameters and load conditions (c)

Case	R(mm)	t(mm)	$\theta / 2$ (deg)	R/t	Load	Remark
BL-t1	250.5	50.1	24.2	5	Fig.6.4	
BL-t2	250.5	21	24.2	11.9	Fig.6.4	PWR
BL-t3	250.5	7	24.2	35.8	Fig.6.4	Phenix
BL-t4	250.5	2.505	24.2	100	Fig.6.4	
BL-t5	250.5	0.2505	24.2	1000	Fig.6.4	TIFFSS4

Table 6.4 (d) Geometrical parameters and load conditions (d)

Case	R(mm)	t(mm)	$\theta / 2$ (deg)	R/t	Load	Remark
BL- θ 1	250.5	7	2.5	35.8	Fig.6.4	
BL- θ 2	250.5	7	5	35.8	Fig.6.4	
BL- θ 3	250.5	7	10	35.8	Fig.6.4	
BL- θ 4	250.5	7	24.2	35.8	Fig.6.4	Phenix
BL- θ 5	250.5	7	45	35.8	Fig.6.4	

Table 6.5 (a) Constraint efficiency factors by shell analysis (ML-t series)

Case	F.E.Calculated Principal Stress (MPa)			$\Delta \sigma^*$ (MPa) = $E\alpha / (1-\nu) \cdot \Delta T_f$	Ratio A_m	
	Center of hot spot σ_c	Bounday inside hot spot σ_i	Bounday outside hot spot σ_o		$ \sigma_c / \Delta \sigma^*$	$ \sigma_i / \Delta \sigma^*$
ML-t1	-213.5	-196	103.00	420.86	0.507	0.466
ML-t2	-120.7	-181.6	107.30	420.86	0.287	0.431
ML-t3	7.39	-166.8	113.10	420.86	0.018	0.396
ML-t4	4.25	-151.3	118.20	420.86	0.010	0.359
ML-t5	0.00	-103.0	91.80	420.86	0.000	0.245

Table 6.5 (b) Constraint efficiency factors by shell analysis (ML-θ series)

Case	F.E.Calculated Principal Stress (MPa)			$\Delta \sigma^*$ (MPa) = $E\alpha / (1-\nu) \cdot \Delta T_f$	Ratio A_m	
	Center of hot spot σ_c	Bounday inside hot spot σ_i	Bounday outside hot spot σ_o		$ \sigma_c / \Delta \sigma^*$	$ \sigma_i / \Delta \sigma^*$
ML-θ 1	-190.1	-185.5	64.20	420.86	0.452	0.441
ML-θ 2	-224.7	-205.6	69.30	420.86	0.534	0.489
ML-θ 3	-194.0	-200.9	89.70	420.86	0.461	0.477
ML-θ 4	7.39	-166.8	114.60	420.86	0.018	0.396
ML-θ 5	0.58	-152.5	127.80	420.86	0.001	0.362

Table 6.5 (c) Constraint efficiency factors by shell analysis (BL-t series)

Case	F.E.Calculated Principal Stress (MPa)			$\Delta \sigma^*$ (MPa) = $E\alpha / (1-\nu) \cdot \Delta T_f$	Ratio A_b	
	Center of hot spot σ_c	Bounday inside hot spot σ_i	Bounday outside hot spot σ_o		$ \sigma_c / (\Delta \sigma^* / 2)$	$ \sigma_i / (\Delta \sigma^* / 2)$
BL-t1	-193.8	-142.7	7.95	420.86	0.921	0.678
BL-t2	-231.4	-157.0	9.60	420.86	1.100	0.746
BL-t3	-226.5	-230.0	10.70	420.86	1.076	1.093
BL-t4	-208.8	-226.2	11.30	420.86	0.992	1.075
BL-t5	-210.4	-223.0	11.30	420.86	1.000	1.060

Table 6.5 (d) Constraint efficiency factors by shell analysis (BL- θ series)

Case,	F.E.Calculated Principal Stress (MPa)			$\Delta \sigma^*$ (MPa)= $E\alpha / (1-\nu) \cdot \Delta T_r$	Ratio A_b	
	Center of hot spot σ_c	Bounday inside hot spot σ_i	Bounday outside hot spot σ_o		$ \sigma_o / (\Delta \sigma^* / 2)$	$ \sigma_i / (\Delta \sigma^* / 2)$
BL- θ 1	-94.7	-92.2	31.80	420.86	0.450	0.438
BL- θ 2	-132.2	-117.1	24.70	420.86	0.628	0.556
BL- θ 3	-201.9	-148.8	8.05	420.86	0.959	0.707
BL- θ 4	-226.5	-230.0	10.50	420.86	1.076	1.093
BL- θ 5	-209.2	-225.5	11.80	420.86	0.994	1.072

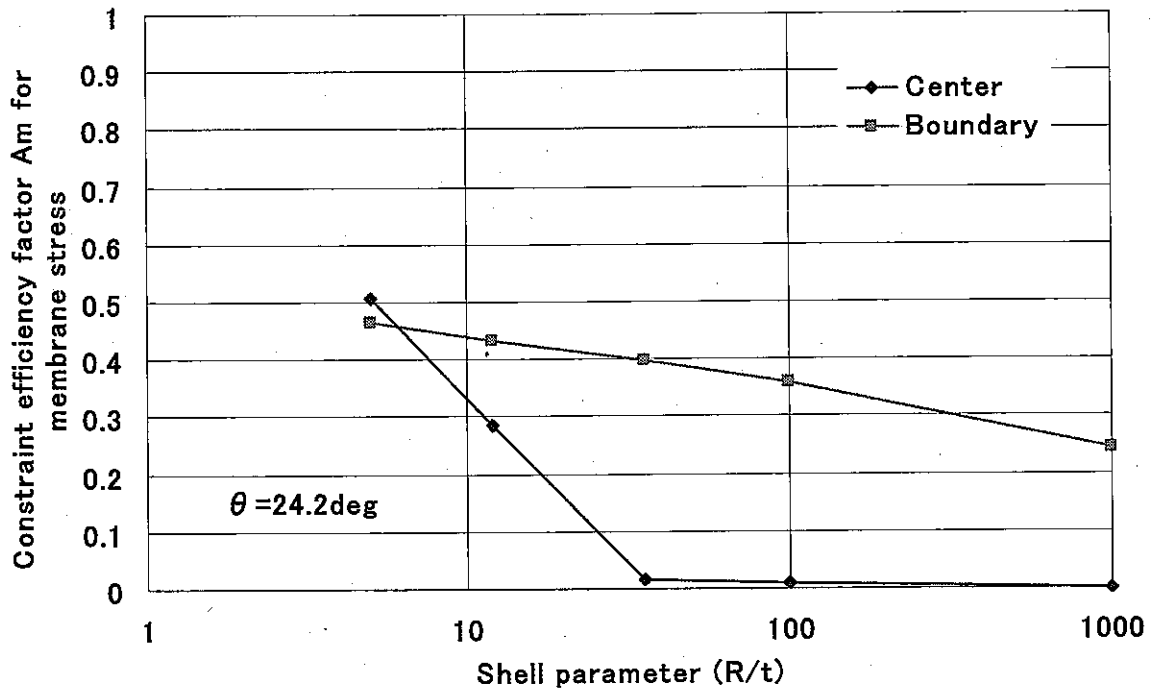


Fig.6.13 (a) Constraint efficiency diagram for membrane stress (1)

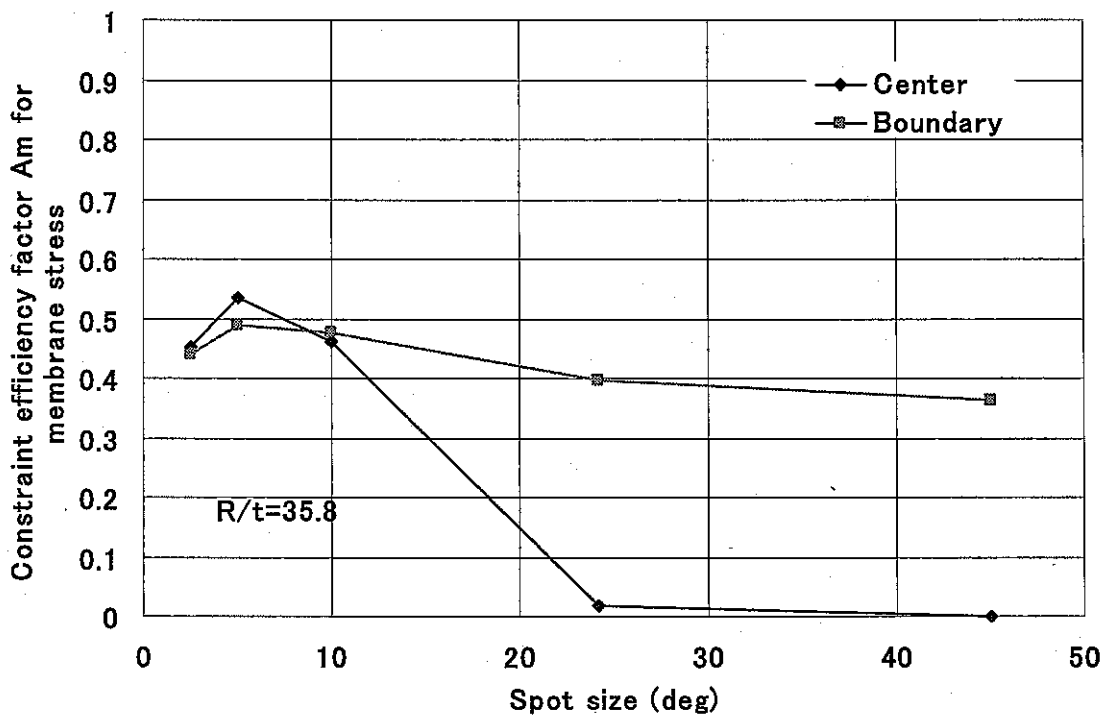


Fig.6.13 (b) Constraint efficiency diagram for membrane stress (2)

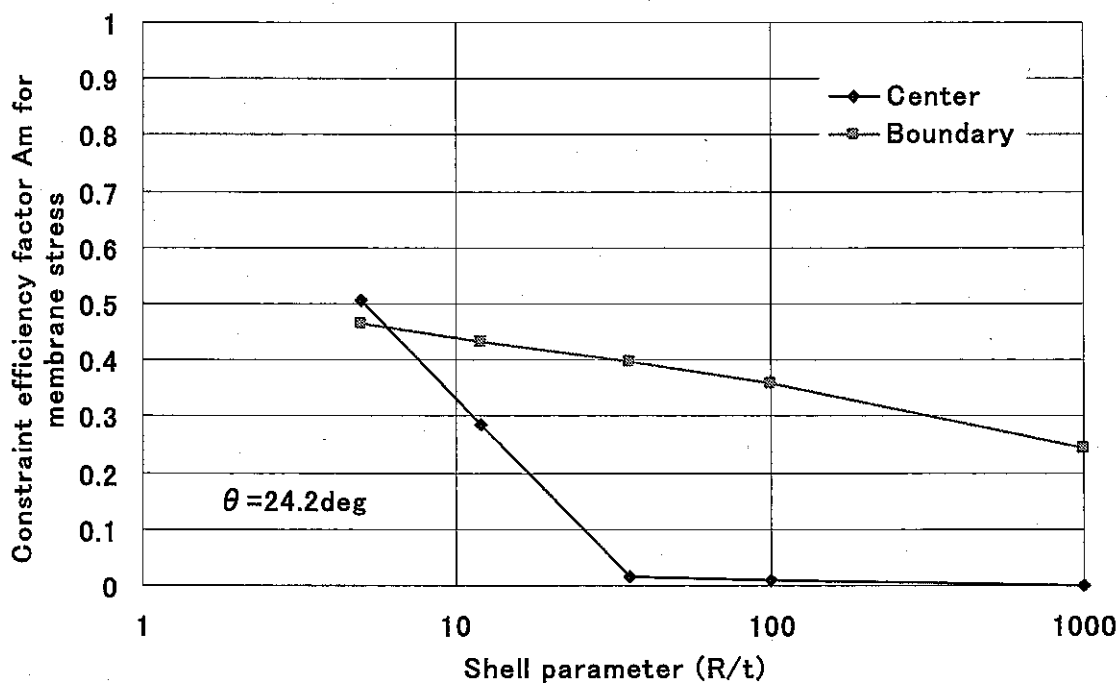


Fig.6.13 (c) Constraint efficiency diagram for bending stress (1)

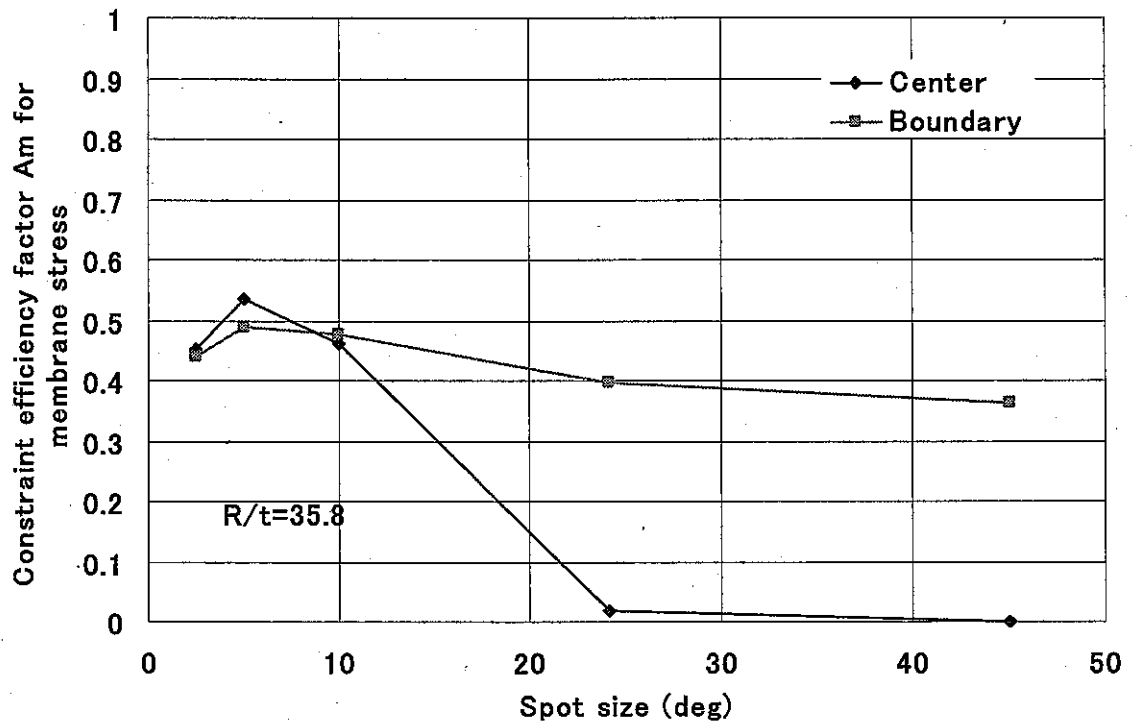


Fig.6.13 (d) Constraint efficiency diagram for bending stress (2)

7. 結言

流体温度ゆらぎが構造に伝わり応力に変換されるまでの2つの減衰メカニズムである、熱伝達のロスと構造内熱伝導を定式化することによって、流体温度ゆらぎに対する構造の応力応答を合理的に評価することが可能な周波数応答関数を開発した。

これによって、サーマルストライピング評価に必要な熱応力を複雑な熱流動解析や試験を実施せずに合理的に評価可能となる。周波数応答関数を採用することにより合理的な設計用スクリーニングルールが構築可能となる。さらに、時刻歴が計算可能なDNS等の詳細熱流動解析と組み合わせることによって、周波数依存した応力の減衰効果を取り込んださらに合理的な熱応力評価が可能となる。

従来、サーマルストライピングによる熱応力は主として板厚内温度勾配により発生すると考えられていた。近年これに対し、ホット/コールドスポット問題や温度成層界面問題等の板厚内温度分布と面内温度分布の両者の重畳によって生じる多次元熱応力問題が、高速炉と軽水炉の両分野で着目されるようになった。本研究で提案した周波数応答関数は多次元熱応力問題も記述出来る汎用的なものであり、これらの新しい問題に対して統一的評価を可能とする。これによって、従来の設計基準の自然な拡張として多次元熱応力問題を評価することができる。さらに板厚内温度分布に面内温度分布が加わった場合の応力の特徴や構造健全性への影響を理解することが容易になる。

今後は多次元熱応力問題の発展として考えられる界面の移動問題へ適用できるよう、周波数応答関数の拡張を行う予定である。

謝 辞

サイクル機構大洗工学センターの村松壽晴博士と上出英樹氏、フランス原子力庁の Y.Lejeail 博士および仏 Framatome 社の O. Gelineau 氏から周波数応答関数の適用性に関する有益な議論をいただきましたことに厚く御礼申し上げます。

参考文献

- [1] Lejeail, Y., et al., A contribution to improvement of design rules on thermal striping, SMiRT14, Lyon,(1997)
- [2] Muramatsu,T., Evaluation of Thermal Striping Phenomena at a Tee Junction of LMFR Piping System with Numerical Methods (1) Thermohydraulic Calculations, SMiRT15, F05/6, (1999)
- [3] Kasahara,N., Evaluation of Thermal Striping Phenomena at a Tee Junction of LMFR Piping System with Numerical Methods (2) Thermomechanical Calculations, SMiRT15, F05/5, (1999)
- [4] Carslaw, H.S., Conduction of heat in solids, Oxford press, (1959)
- [5] Jones,I., The effect of various constraint conditions in the frequency response model of thermal striping, Fatigue Fract.Engng Mater.Struct. Vol.18, No.4, pp489/502,(1995)
- [5] Wakamatsu,M., Attenuation of temperature fluctuations in thermal striping, J.Nucl.Sci.Technol., Vol.32,No.8,pp38/48(1995)
- [6] Boley, B.A., Theory of Thermal Stresses, John Wiley & Sons,(1960)
- [7] 班目春樹, 高サイクル熱疲労基準作成準備状況, 機械学会, 材料力学講演会,809,(2000)
- [8] 笠原直人, 流体温度ゆらぎに対する接液構造物の周波数応答関数, 機械学会, 計算力学講演会,301,(2000)
- [9] 笠原直人,高正英樹, ホット/コールドスポット温度ゆらぎに対する接液構造物の周波数応答関数, 機械学会, 年次大会, (2001)
- [10] Furuhashi,I and Watashi,K., A Simplified Method of Stress Calculation of a Nozzle Subjected to a Thermal Transient, Int. J. Pres. Ves. & Piping, 45 pp133/162,(1991)
- [11] Gelineau,O., et al., Review of predictive methods applied to thermal striping problems and recommendations, SMiRT15, F06/3, (1999)