

流体温度ゆらぎによる高サイクル熱疲労の評価法と体系化の試み

Synthesis of High Cycle Thermal Fatigue Evaluations against Fluid Temperature Fluctuation

核燃料サイクル開発機構 笠原直人 Naoto KASAHARA Member

Fluid temperature fluctuates at an incomplete mixing area of high and low temperature fluids in nuclear components. It induces random variations of local temperature gradients in structural walls, which lead to high cyclic thermal fatigue damage. Since this phenomenon is a complex fluid-structural interaction problem, evaluation methods were developed in each field. In order to integrate above methods into maintenance engineering, their synthesis approach is proposed.

Keywords: Fluid temperature, Thermal stress, High Cycle Fatigue, Stress Intensity Factor, Frequency

1. 緒言

国内外の軽水炉と高速炉において比較的近年生じている経年化問題として、流体温度ゆらぎによる高サイクル熱疲労破損がある ([1][2]など)。例えばフランスの高速炉 PHENIX 炉の 2 次主冷却系配管には 90℃ の温度差のあるナトリウムの合流部があり、合流部から約 160mm 下流の周溶接部で、下図のような貫通き裂が発生した[1]。

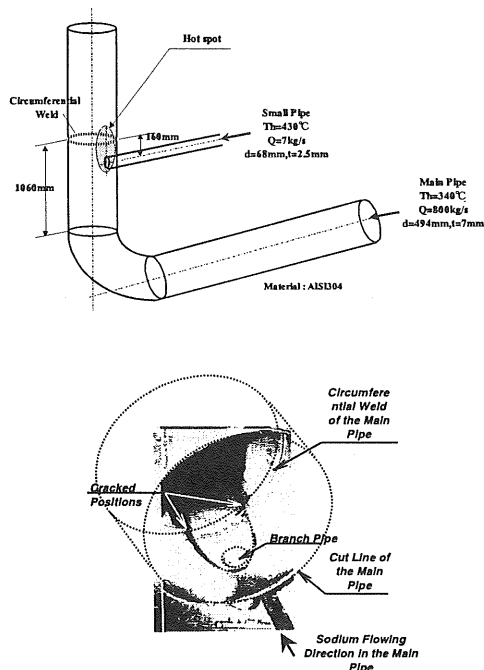


Fig.1 Thermal Fatigue Failure at Mixing Area between Hot and Cold Fluid of PHENIX Plant [1]

熱疲労は古くから認識されている課題にも関わらずトラブルが起こる理由として、プラントの経年化と共に、熱流動と構造の両者が関連する見通しの悪い現象であることが考えられる。

本報告では、近年の研究活動を通して解明されてきた破損機構と、熱流動、構造それぞれの分野で提案されてきた評価法を紹介する。ついで保全工学の一部としてそれらを体系化していくための提案を行う。将来、破損原因の究明、さらには予防保全にも役立つ見通しの良い評価体系が構築され規格化されていくことが望まれる。

2. 熱疲労破損の評価法

2.1 熱疲労破損のメカニズム

熱疲労破損のメカニズムについて、PHENIX の配管破損を契機として IAEA 国際共同研究[3]で分析が進められ、それを参考に我国では日本機械学会の「熱荷重による構造物損傷評価手法に関する研究会」で検討が行われた。その概要を以下に述べる。Fig.2 のような高温と低温の流体の合流部では、流体の不十分な混合により温度の空間分布が生じそれが不規則に移動することから、(A)主流中の空間のある一点に着目した場合に、比較的高い周波数の温度ゆらぎが生じる。このため、近傍に管壁等の構造物がある場合には、(B)境界層内の流体温度ゆらぎを経て、(C)構造表面の温度がこれに追従し不規則に変動する。さらに表面温度は熱伝導により板厚の内部に浸透し(D)構造内の温度ゆらぎとなる。部材の熱膨張は構造物中で拘束されることから、

拘束の割合に応じて熱応力が発生する。(E)応力が小さくともそれが流体温度変動に従って多数回繰り返されると、表面から高サイクル疲労によりき裂が発生し進展する場合がある。

次に、各過程における疲労破損への影響因子を考えてみよう。(A)～(E)の過程を構造健全性への影響度の観点から捉えると、温度ゆらぎ振幅の減衰要因が重要となる。これらの各段階における減衰機構は、(A)から(B)が(1)対流および乱流による混合、(B)から(C)が(2)粘性底層内部の分子拡散と非定常熱伝達、および(C)から(D)が(3)熱伝導による構造内部の温度差の緩和によるものである。(D)から(E)の段階では熱膨張の拘束条件が影響する。この他にも通常の疲労と共通の影響因子として溶接部、表面粗さ、経年化等による強度低減、⑧内圧や溶接残留応力等による平均応力が影響を与える。

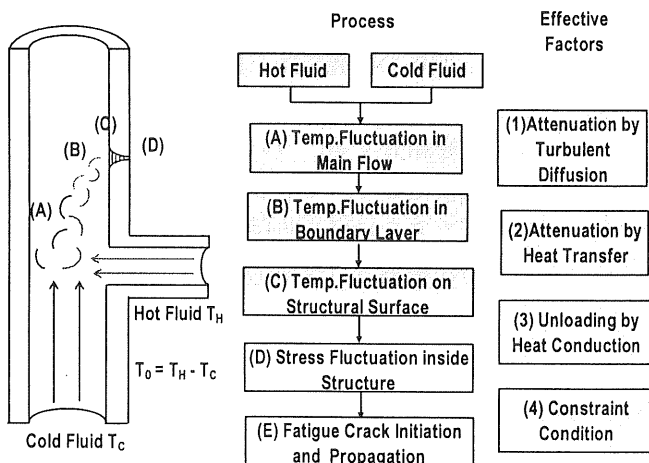


Fig.2 Mechanism of Thermal Fatigue Induced by Fluid Temperature Fluctuation

2.2 要素技術開発と評価法

上記 Fig.2 の(A)の機構を評価するため、プラントの典型的な配管合流部 (T 管) について、流速をパラメータとした熱流動試験が行われた[4]。その結果、対流および乱流による混合特性は流動状況に依存するが、これらは Fig.3 に示す3つの典型的なフローパターンに分類されることが分かった。Fig.4 は最大温度ゆらぎ位置で計測した温度のワースペクトル密度関数 (以下 PSD と略す) を、流動パターンが Wall Jet となる範囲で流速を変化させて計測した結果である。周波数が高くなると温度ゆらぎのパワーが減衰し、その大きさ

は流速に依存することが分かる。さらに、Fig.5 は Fig.4 の座標軸を、無次元ワースペクトル密度関数と無次元化した周波数 (St 数) の関係に置き換えたものである。このように無次元化したチャートの上では、同じ流動パターンの温度ゆらぎ特性は、流速に依存しない一本のラインで表現できる。3つのフローパターンに対して、無次元化した PSD の包絡線を求めると、Fig.6 のように整理される。なお、流動パターンは、主管と枝管を流れる流体の運動量の比で分類が行える[4]。

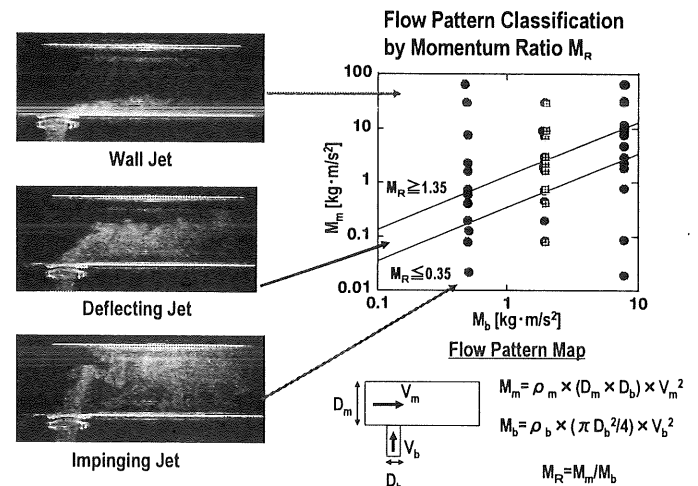


Fig.3 Flow patterns at Mixing Tee and Their Classification Method [4]

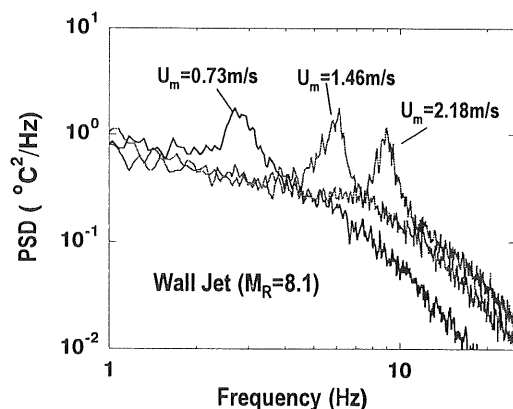


Fig.4 PSD of Measured Fluid Temperature under Different Flow Rate [4]

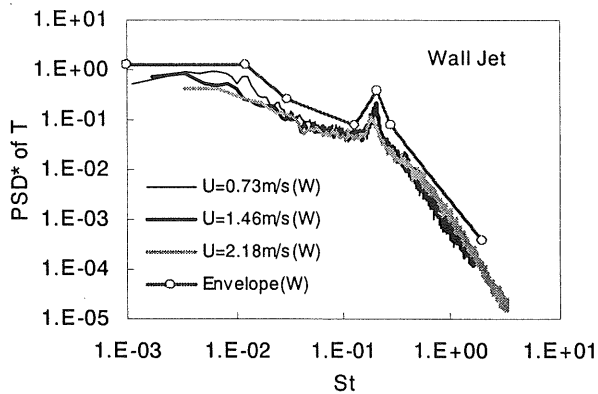


Fig.5 Non-dimensional PSD of Fluid Temperature [4]

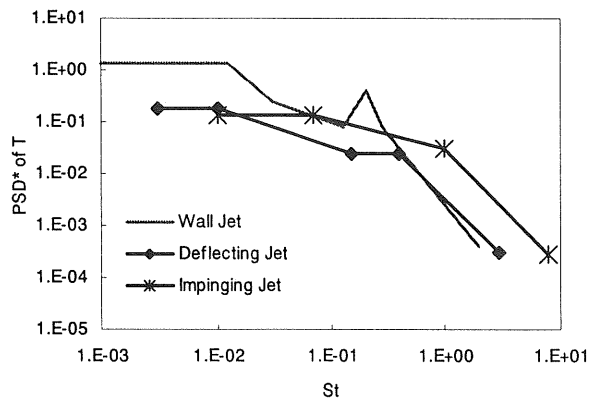


Fig.6 Non-dimensional PSD for Different Flow Patterns

次に、Fig.2 中の(B)から(D)の機構については、Fig.7 のように正弦波状の流体温度振幅が熱伝達により平板に加わった場合の表面応力の周波数応答特性を調べることによって検討された。流体温度ゆらぎの周波数が高いと流体温度の構造材への伝達割合は構造の応答遅れから低下する。逆に周波数が低いと構造への伝達割合は高くなるが熱伝達によって構造内で均熱化されるため、熱応力に変換される温度勾配は小さくなる。結果として中間の周波数で発生応力が最大となる。また、周波数が同じであれば熱伝達率が高いほど温度変動が伝わり易く、板厚が大きいほど均熱化しにくくなることから、熱応力は増加する。

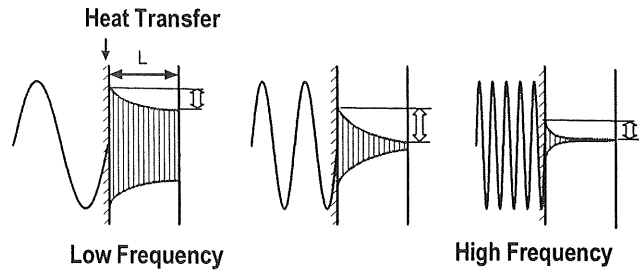


Fig.7 Frequency response characteristics of structures to fluid temperature

以上の特性は熱伝導と熱弾性理論的に基づき定式化することが可能である。流体温度は熱伝達による減衰を伴い構造表面に伝わる。表面温度は熱伝達により更に減衰し板厚内部に伝わる。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。基本的メカニズムは、接液した板表面をモデル化した熱容量体0と板内部を表す熱容量体1を熱伝導で結合した2自由度モデル(Fig. 8)で定量化することが出来る。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

$$\begin{bmatrix} V_0 c_0 \rho_0 & 0 \\ 0 & V_1 c_1 \rho_1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{T}_{s0} \\ \dot{T}_{s1} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} A_0 h + A_1 \lambda_1 & -\frac{A_1 \lambda_1}{L_1} \\ -\frac{A_1 \lambda_1}{L_1} & \frac{A_1 \lambda_1}{L_1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_{s0} \\ T_{s1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_0 h & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_f \\ 0 \end{bmatrix} \quad (1)$$

であり、板表面の熱応力は次式で表せる。

$$\sigma = KE\alpha(T_{s0} - T_{s1}) \quad (2)$$

式(1)(2)から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、流体から構造表面への有効熱伝達関数 $H(s)$ と構造表面温度に対する構造表面の有効熱応力関数 $S(s)$ の積となる。

$$\frac{\sigma(s)}{T_f(s)} = \frac{T_{s0}(s)}{T_f(s)} \cdot \frac{\sigma(s)}{T_{s0}(s)} = KE\alpha H(s)S(s) = KE\alpha G(s) \quad (3)$$

$$H(s) = \frac{T_{s0}(s)}{T_f(s)} = \frac{1}{1 + \tau_f s}, \quad \tau_f = \frac{V_0 c_0 \rho_0}{A_0 h} \quad (4)$$

$$S(s) = \frac{1}{KE\alpha} \frac{\sigma(s)}{T_{s0}(s)} = 1 - \frac{1}{1 + \tau_s s}, \quad \tau_s = \frac{V_1 c_1 \rho_1 L_1}{A_1 \lambda_1} \quad (5)$$

式(3)(4)(5)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

$$|G(j\omega)| = \frac{1}{\sqrt{1+\omega^2\tau_f^2}} \cdot \frac{\omega\tau_s}{\sqrt{1+\omega^2\tau_s^2}} \quad (6)$$

となり、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出来る。

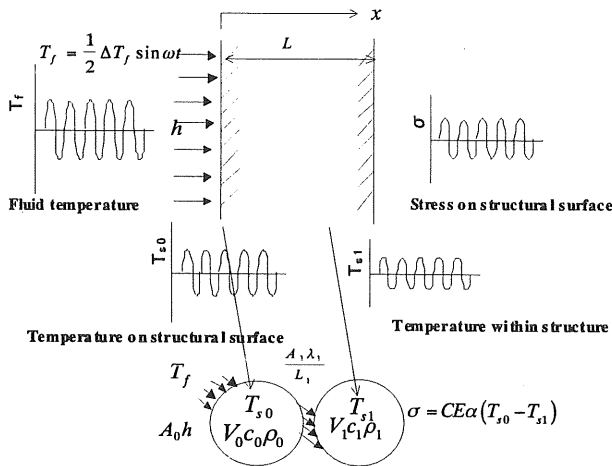


Fig.8 Frequency response characteristics of structures to fluid temperature

以上の定式を1次元の連続体に拡張すると、流体温度から熱応力への周波数伝達関数を以下のように導出することができる。詳細は文献[5]を参照いただきたい。式(7)から求めた周波数伝達関数 G のゲインの例を Fig.9 に示す。

$$\sigma^*(x^*, Bi, j\omega, R_m, R_b) = G(x^*, Bi, j\omega, R_m, R_b) T_f^*(j\omega) \quad (7)$$

$$G(x^*, Bi, j\omega, R_m, R_b) = H(Bi, j\omega) S(x^*, j\omega, R_m, R_b)$$

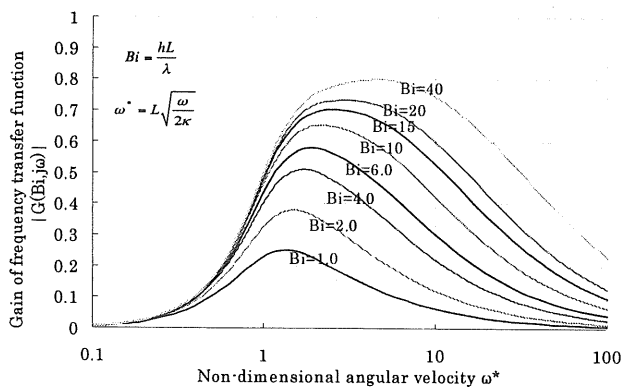


Fig.9 Frequency transfer function from fluid temperature to thermal stress[5]

3. 保全学のための体系化に向けて

3.1 スクリーニング体系

上記の 2.1 節で説明したように、熱疲労は様々な影響因子を有する複雑な現象であることから、評価の際にこれらをすべて考慮すると手順が複雑になる。このため、Fig.2 の(1)から(3)の各影響因子を段階的に考慮しながら評価を進めるスクリーニング体系が実用上有効となる。

その例として、2003年に日本機械学会から発行された「配管の高サイクル熱疲労評価指針 JSME S017」[6]の体系を Fig.10 に示す。

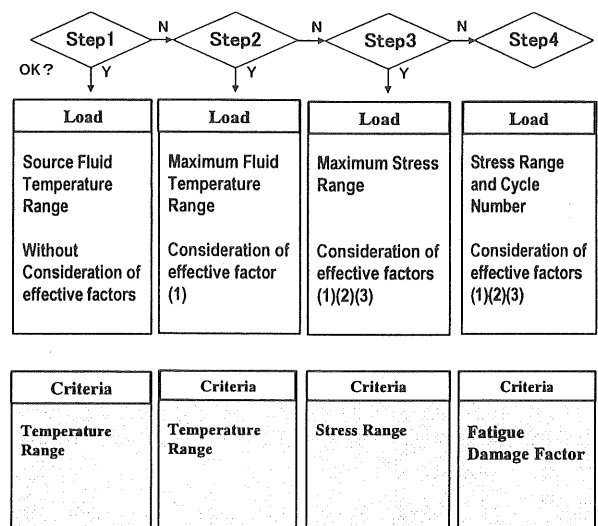


Fig.10 Step by Step Evaluation Procedure

評価ステップ1では減衰要因を考慮せずに合流前の流体温度差を制限する。評価ステップ2では減衰要因(1)を考慮して流体合流時に発生する流体温度ゆらぎ幅を判定温度差と比較する。評価ステップ3では減衰要因(1)(2)(3)のすべてを考慮に入れて発生熱応力を評価し、応力振幅を制限する。評価ステップ4では減衰要因(1)(2)(3)のすべてを考慮して発生熱応力と発生頻度を評価し、累積疲労損傷係数で制限する。

また、欧州においても、フランスを中心としながら、規格化を目指している[2]。ここで、提案されている評価法は、次の3段階の評価(制限)を想定したものである。第1段階では、合流前の流体温度差を一律の制限値でスクリーニングする。第2段階では、板厚、熱

伝達係数、強度低減係数をパラメータとする運転時間を考慮に入れた ΔT -運転時間の曲線により制限する。第3段階は詳細評価であり、詳細形状、運転条件、材料、製作方法、流動条件を考慮するとしているが、詳細評価手順は、本報告段階では未決定である。

3.2 熱流動評価と構造評価の統合化

前節で述べた評価の中で、(1)から(3)の要因を、流体側と構造側で個別評価するか統合評価するかで、結果が大きく異なってくる。個別評価する場合には、先ず流体側単独で温度ゆらぎ範囲の最大値を評価する。例えば、Fig.6の最大値を求める。次に、構造側においてやはり応力応答の最大値、例えば Fig.9の山の部分を評価する。ついで、流体温度と構造応答の最大値を掛け合わせることで保守的評価を行う。これに対し、本来であれば流体と構造は連成することから、周波数によって発生する応力は大きく異なる。特に繰返し数の大きくなる高周波ゆらぎでは、Fig.6のように流体自身の温度ゆらぎ範囲が小さくなり、さらに Fig.9のように応力の応答割合も小さくなることから、これらを考慮することにより、熱応力が大幅に低減することが期待される。

こうした効果は実験や流体・構造連成数値解析を実施することにより評価可能である。しかし、手間や時間がかか上に、1条件毎の評価であることから、傾向をつかむには不向きである。こうしたことから、Fig.7や Fig.10のような周波数領域で表現した流体と構造の特性を PSD に基づき統合評価する方法[7]を Fig.11のように提案する。評価の第一段階は、(1)の減衰効果を考慮した流体温度変動のパワースペクトル密度 (PSD) と熱伝達係数の予測である。次の段階は、(2)と(3)の減衰を考慮した熱応力 PSD の予測である。その予測には熱伝達係数と形状から定まる流体温度から応力への周波数伝達関数を用いる。第3段階は、材料の疲労損傷予測である。PSD を時刻歴に変換することで、応力(ひずみ)範囲とその繰返し数を評価し、材料の疲労曲線から疲労損傷係数を求める。

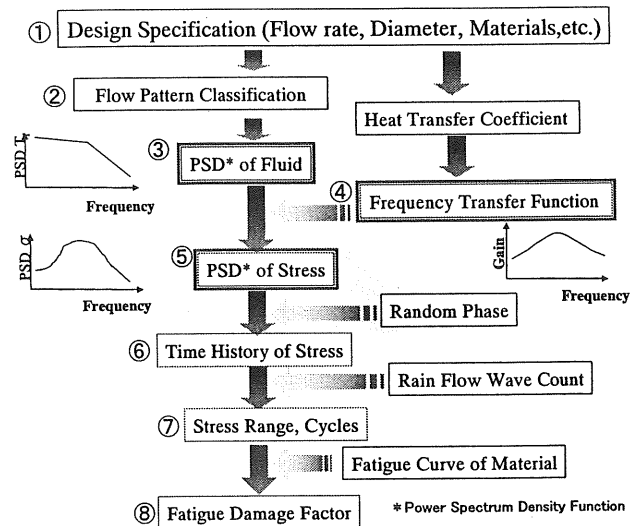


Fig.11 Thermal Stress Evaluation Procedure by Power Spectrum Density Function

3.3 き裂の発生と進展の統合評価

保全学では、き裂の発生から進展までを扱う必要がある。そこで、2.2節で述べた応力の応答関数を応力拡大係数の関数に拡張する。式(7)により求まる応力分布に基づき、次式により重み関数を用いて応力拡大係数を計算する[8]。

$$K^*(a^*, \sigma^*) = \int_0^1 \sigma^*(x^*, B_i, j\omega^*, R_m, R_b) m(x^*, a^*) dx^* \quad (8)$$

$$m^*(x^*, a^*) = \sqrt{\frac{2}{\pi a^*}} \left[\left(1 - \frac{x^*}{a^*}\right)^{-1/2} + m_1 \left(1 - \frac{x^*}{a^*}\right)^{1/2} + m_2 \left(1 - \frac{x^*}{a^*}\right)^{3/2} \right] \quad (9)$$

式(11)に式(7)を代入すると、次式が得られる。

$$K^*(a^*, B_i, j\omega, R_m, R_b) = H(B_i, j\omega) k(a^*, j\omega, R_m, R_b) T_f^*(j\omega) \quad (10)$$

$$k(a^*, j\omega, R_m, R_b) = \int_0^1 S(x^*, \omega, R_m, R_b) m^*(a^*, x^*) dx^* + j \int_0^1 S(x^*, \omega, R_m, R_b) m^*(a^*, x^*) dx^* \quad (11)$$

式(10)は流体温度ゆらぎに対する応力拡大係数の周波数応答関数を表していることが分かる。下図は式(10)に基づき応力拡大係数の周波数応答関数のゲインを計算した例である。周波数が高い領域では、応力拡大係数は板厚が深くなると減衰し、き裂が進展し難い傾向にあること示している。これに対し低周波領域では応力拡大係数は深さと共に減衰になくなることから、構造健全性上注意が必要であることが示唆される。このように Fig.9 と共に Fig.12 を用いることによって、流体温度ゆらぎによるき裂の発生と進展を統一的に見通せる可能性がある。

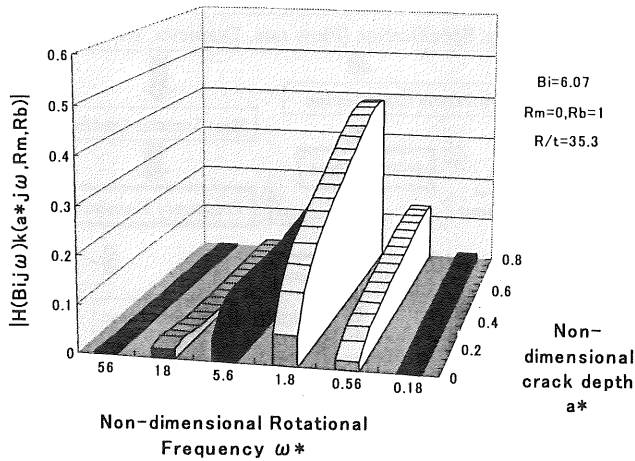


Fig.12 Gain of non-dimensional stress intensity factor

4. 結言

流体温度ゆらぎによる高サイクル熱疲労破損は、熱流動と構造の両分野を含む複雑な現象である。従来、流体、構造、材料とそれぞれの分野で発展してきた評価法を、保全に役立つ見通しの良い体系にまとめるための提案を行った。

謝辞

本研究は熱流動と構造解析コード検証に関するIAEA 国際共同研究への参加者、および日本機械学会動力エネルギーシステム部門に設置されていた「熱荷重による構造物損傷評価手法に関する研究会」の委員の方々からの多くのご助言に基づき遂行されたものであり、ここ深謝申し上げます。

記号

$Bi = hL / \lambda$: ビオ数, D : 有効熱伝導関数, E : ヤング率,
 H : 有効熱伝達関数, K : 応力拡大係数, K^* : 無次元応力拡大係数, L : 代表長さ(板厚), PSD^* of T : 流体温度の無次元パワースペクトル密度関数, R_m, R_b : 膜応力と曲げ応力に対する拘束効率係数, S : 有効熱応力関数, St : ストロハル数, T_0 : 代表温度, T_f : 流体温度,
 $T_f^* = T_f / T_0$: 無次元流体温度, T_s : 構造温度,

$T_s^* = T_s / T_0$: 無次元構造温度, a : き裂深さ, $a^* = a / L$: 無次元き裂深さ, f : 周波数, h : 熱伝達係数, k : 有効応力拡大係数関数, m^* : 無次元重み関数, x : 構造表面からの深さ, $x^* = x / L$: 無次元深さ, α : 線膨張率, κ : 構造材の熱拡散率, λ : 構造材の熱伝導率, ν : ポアソン比, σ : 応力, $\sigma^* = \sigma / \{E\alpha T_0 / (1-\nu)\}$: 無次元応力 ω : 角周波数, $\omega^* = L\sqrt{\omega / 2\kappa}$: 無次元角周波数 T_f : 流体温度, T_{s0} : 構造表面温度, T_{s1} : 構造平均温度, A : 伝熱面積, V : 体積, c : 構造材の熱容量, ρ : 構造材の密度, E : ヤング率, τ : 時定数, (s) : ラプラス変換を表す。

参考文献

- [1] Gelineau, O., et al. : "High Cycle Thermal Fatigue: experience and state of art in French LMFBRs", SMiRT16, Paper#1311, (2001) 2003, pp.187-190.
- [2] C. Faigy, "Thermal fatigue in mixing areas: Status and justification of French assessment method", 3rd International conference on fatigue of reactor components, EPRI-US NRC-OECD NEA, Seville, Spain, (2004)
- [3] IAEA, Validation of fast reactor thermomechanical and thermohydraulic codes, TECDOC-1318, (2002)
- [4] 五十嵐実、上出英樹、田中正暁、木村暢之 : "高サイクル熱疲労に関する T 字合流管内温度変動特性の研究", 日本機械学会論文集 (B 編)、70 巻 700 号、pp.126-133 (2004)
- [5] Kasahara, N., Takasho, H. and Yacumpai, A., Structural response function approach for evaluation of thermal striping phenomena, Nuc. Eng. Des., 212, pp281/292 (2002).
- [6] 日本機械学会 : "配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針", S017-2003(2003)
- [7] Kasahara, N., Kimura, N., Kamide, H., Thermal Fatigue Evaluation Method Based on Power Spectrum Density Functions Against Fluid Temperature Fluctuation, ASME, PVP2005-71307, (2005)
- [8] Kasahara, N., Ando, M., Furuhashi, I., Fuquan, C. and Takasho, H., Frequency Transfer Function from Fluid Temperature Fluctuations to Stress Intensity Factors, ASME, PVP-Vol.461, pp119/127, (2003)